

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

**CARACTERIZAÇÃO DE ARRANJOS DE ATERRAMENTO
ATRAVÉS DE MEDIÇÕES NO DOMÍNIO DO TEMPO**

CARLOS ERMÍDIO FERREIRA CAETANO
BELO HORIZONTE
2019

TESE DE DOUTORADO Nº 315

**CARACTERIZAÇÃO DE ARRANJOS DE ATERRAMENTO ATRAVÉS DE
MEDIÇÕES NO DOMÍNIO DO TEMPO**

Carlos Ermídio Ferreira Caetano

DATA DA DEFESA: 28/11/2019

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

CARACTERIZAÇÃO DE ARRANJOS DE ATERRAMENTO ATRAVÉS
DE MEDIÇÕES NO DOMÍNIO DO TEMPO

Carlos Ermídio Ferreira Caetano

Tese de Doutorado submetida à banca examinadora designada pelo colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais como requisito para obtenção do Título de Doutor em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. José Osvaldo Saldanha Paulino, Dr.
Coorientador: Celio Fonseca Barbosa, Dr.
Coorientador: Prof. Wallace do Couto Boaventura, Dr.

BELO HORIZONTE – MG
NOVEMBRO DE 2019

C128c	Caetano, Carlos Ermídio Ferreira. Caracterização de arranjos de aterramento através de medições no domínio do tempo [recurso eletrônico] / Carlos Ermídio Ferreira Caetano. - 2019. 1 recurso online (xvii, 145 f. : il., color.) : pdf. Orientador: José Osvaldo Saldanha Paulino. Coorientadores: Célio Fonseca Barbosa, Wallace do Couto Boaventura. Tese (doutorado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia. Anexos: f. 140-145. Bibliografia: f. 133-139. Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader. 1. Engenharia elétrica - Teses. 2. Correntes elétricas - Aterramento - Teses. 3. Identificação de sistemas - Teses. 4. Transitórios (Eletricidade) - Teses. I. Paulino, José Osvaldo Saldanha. II. Barbosa, Célio Fonseca. III. Boaventura, Wallace do Couto. IV. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. V. Título. CDU: 621.3(043)
-------	--

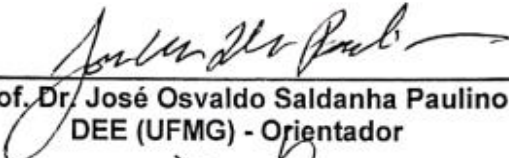
**"Caracterização de Arranjos de Aterramento Através de
Medições No Domínio do Tempo"**

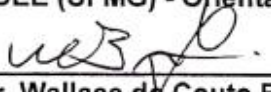
Carlos Ermídio Ferreira Caetano

Tese de Doutorado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito para obtenção do grau de Doutor em Engenharia Elétrica.

Aprovada em 28 de novembro de 2019.

Por:

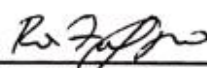

Prof. Dr. José Osvaldo Saldanha Paulino
DEE (UFMG) - Orientador

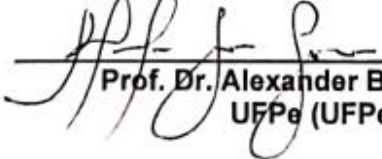

Prof. Dr. Wallace de Couto Boaventura
DEE (UFMG) - Coorientador


Prof. Dr. Célio Fonseca Barbosa
PPGEE (PPGEE) - Coorientador


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


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


Prof. Dr. Rafael Silva Alípio
CEFET MG (CEFET MG)


Prof. Dr. Alexander Barros Lima
UFPe (UFPe)

AGRADECIMENTOS

É curioso como os detalhes de uma pesquisa passam pela construção e uso de uma infinidade de peças, que se aglomeram em determinados momentos e permitem que os caminhos sejam percorridos com segurança, montando-se, através dele, com cada uma dessas peças, um mapa daquilo que se observava e que naquele instante se encontrava definido, até o ponto onde foi possível chegar desse caminho. É claro que o caminho percorrido pressupõe algumas escolhas, e em vários momentos algumas rotas alternativas são desconsideradas. Nessas rotas, outras pesquisas surgirão e novos mapas serão traçados. Nessa perspectiva, o universo conhecido é, ainda, extremamente restrito, e as possibilidades a serem exploradas são infinitas. Pelo caminho percorrido nesta pesquisa, tenho muito a agradecer àqueles que estiveram comigo.

Ao meu orientador, carrego a gratidão por partilhar comigo diversas das peças que construiu em suas pesquisas. Agradeço por me permitir montar algumas dessas peças e poder apresentá-las como partes fundamentais na construção do caminho escolhido. Aprender como montar cada uma dessas peças é o legado que levarei, que me formou engenheiro, e que me formou observador de detalhes. As ferramentas que adquirimos, juntos, serão cuidadas como parte de mim, e certamente serão, a partir de hoje, um legado nosso para aqueles que ainda virão.

Aos meus coorientadores, compartilho da alegria de percorrer um caminho de poucas sombras, iluminado pela companhia que dedicaram a mim no percurso. Agradeço por partilharem dos seus caminhos, tão sólidos e seguros, e neles seguir explorando as rotas alternativas que me foram apresentadas. É com muito orgulho que visualizo, nesta rota que fizemos, a existência de peças fundamentais que vieram de suas próprias rotas, e que me foram cedidas para construir esta que hoje percorremos.

Aos professores e amigos do grupo de pesquisas do Laboratório de Extra Alta Tensão, agradeço pelo constante incentivo e pelo ambiente acolhedor proporcionado. Participar deste grupo de pesquisa, nestes anos de formação, tem sido uma das experiências mais enriquecedoras do caminho.

Aos professores e funcionários do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais, em especial aos professores das disciplinas que auxiliaram na minha formação, agradeço pelo apoio e contribuição durante este percurso.

O presente trabalho foi em parte financiado com recursos de dois projetos de pesquisa e desenvolvimento celebrados entre a UFMG e as empresas CEMIG e TRANSMINEIRA, com intermédio da Fundação Christiano Ottoni. Algumas das técnicas de medição de resistência de

aterramento, descritas no Capítulo 2 desta Tese, foram desenvolvidas para atender demandas do P&D CCTL 027/17, patrocinado pela *holding* TRANSMINEIRA. Por sua vez, as técnicas para análise da resposta, no domínio do tempo, da impedância de malhas de aterramento, descritas no Capítulo 4 desta Tese, foram desenvolvidas para atender demandas do P&D D-0623, patrocinado pela CEMIG. Nesse sentido, gostaria de externar meus sinceros agradecimentos às instituições e seus funcionários.

Às instituições nacionais e regionais de amparo a pesquisa, CAPES, CNPq e FAPEMIG, agradeço o apoio financeiro sem o qual essa pesquisa não se realizaria, e sem o qual seria inviável a minha permanência e dedicação neste desenvolvimento.

E gostaria de fazer um agradecimento especial aos meus pais, por sonharem comigo esta trajetória, e por me acompanharem nela. Obrigado pela minha formação, e desculpem os momentos em que estive ausente. O apoio de vocês, o incentivo e os conselhos foram fundamentais para esse desenvolvimento.

RESUMO

Nesta tese um conjunto de conceitos capaz de definir uma nova perspectiva para a caracterização de arranjos de aterramento é desenvolvido, baseado na proposição de três metodologias distintas e totalmente inovadoras de medição. Inicialmente é apresentada uma revisão do tratamento deste assunto na literatura técnica, incluindo desde os trabalhos pioneiros até as publicações mais atuais. Em seguida é apresentado um método de medição da resistência de aterramento. Este método é baseado na carga líquida drenada pelo sistema de aterramento quando o mesmo é excitado por um gerador de impulsos. O teorema que sustenta a proposição do método, publicado recentemente (em 2017), é descrito brevemente, juntamente com o próprio método. Uma vantagem deste em relação aos métodos tradicionais é que ele não é afetado pelas reatâncias, próprias ou mútuas, presentes no sistema de aterramento e nos cabos de medição. Além disso, o método proposto não requer a medição de potenciais de superfície do solo, propensos a interferências devido a não homogeneidades do solo, corpos condutores enterrados e correntes espúrias. Na sequência do trabalho é apresentado um método de medição da impedância de aterramento. Este método pode ser compreendido como uma decorrência do método de medição de resistência proposto, pois o núcleo conceitual de ambos se fundamenta num mesmo arranjo de medição. O método de medição de impedância utiliza apenas correntes em circulação pelo aterramento, i.e., também não requer a medição de potenciais de superfície do solo, eliminando também as interferências devido a não homogeneidades do solo, corpos condutores enterrados e correntes espúrias. Por fim, o último capítulo desta tese apresenta uma metodologia dedicada a caracterização da resposta ao impulso de arranjos de aterramento, tendo como base curvas medidas, seja pelos métodos tradicionais (relação entre as curvas de tensão e de corrente) seja pelo método de medição de impedância proposto (apenas curvas de corrente). A partir das curvas de medição utilizando ondas impulsivas, a metodologia determina um modelo não-paramétrico do aterramento, que pode ser usado para reconstruir a resposta deste para quaisquer ondas de excitação de interesse. Para todos os métodos são apresentados resultados teóricos e experimentais de validação utilizando arranjos de aterramento reais em solos com diferentes resistividades elétricas. Os resultados mostram que os métodos fornecem valores consistentes e precisos das resistências e das impedâncias de aterramento, além da caracterização segura dos arranjos testados.

Palavras-chave

Resistência de aterramento, Impedância de aterramento, Técnicas de medição, Identificação de sistemas, Transitórios eletromagnéticos.

ABSTRACT

A set of concepts capable of defining a new perspective for grounding arrangements characterization is developed. It is based on three distinct and totally innovative measurement proposed methods. Initially, a survey of the subject is presented, including pioneer work and the most recent publications. A new method of measuring the grounding resistance is then described. It is based on the measured net charge drained by the grounding system when excited by a pulse generator. The theorem that supports the method has been recently published. It is briefly described, along with the method itself. An advantage of this method with respect to the traditional ones is that it is not affected by the self and mutual impedance of the grounding system and in the measuring cables. Moreover, the proposed method does not require the measurement of surface potentials, which are prone to interference due to soil non-homogeneity, buried conductive bodies, and stray currents. Additionally, a method of grounding impedance measurement is presented. It can be understood as a result of the proposed resistance measurement method, since the conceptual core of both is based on the same measurement arrangement. The impedance measurement method uses only currents flowing through the grounding, i.e. it also does not require the measurement of surface potentials, which are prone to interference due to soil non-homogeneity, buried conductive bodies, and stray currents. The final chapter presents a methodology dedicated to the characterization of the impulse response of grounding arrangements, based on the measured curves, either by the traditional methods (relation between voltage and current waveforms) or by the proposed method of measuring impedance (current waveforms only). From the measurement curves using impulsive waves, the methodology determines a non-parametric grounding model, which can be used to reconstruct the response of this grounding system to any exciting wave. Theoretical and experimental validation results are presented throughout the whole work using real grounding arrangements in low and high resistivity soils. The results show that the methods provide consistent and accurate values of grounding resistance and impedance, as well as a safe procedure for the characterization of the tested arrangements.

Key words

Grounding Resistance, Grounding Impedance, Measurement Techniques, System Identification, Electromagnetic Transients.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1. Arranjo de medição de impedância harmônica, Choi et al., retirado de [50] e adaptado de [47].	10 -
Figura 1.2. Arranjo de medição proposto pelo IEEE Std 81™-2012, adaptado de [10].	10 -
Figura 1.3. Arranjo de medição utilizado por Visacro e Rosado, retirado de [38].	11 -
Figura 1.4. Arranjos de medição propostos por Chisholm et al., adaptado de [55].	12 -
Figura 1.5. Arranjo de medição proposto por Lima et al., (a) arranjo 1 – hastes verticais (b) arranjo 2 – base de uma torre de 138 kV, adaptado de [56].	13 -
Figura 1.6. Arranjo de medição da resposta impulsiva do aterramento, adaptado ao uso de cabos de tensão de pequeno comprimento, retirado de [58].	13 -
Figura 1.7. Arranjo de medição da resposta impulsiva do aterramento, uso de LIAs na vertical, retirado de [50].	14 -
Figura 2.1. Arranjos de medição adotados para o Caso F. (a) método da queda de potencial, (b) método da carga.	37 -
Figura 2.2. Medições para o Caso F. (a) ondas de corrente medidas; (b) zoom nos primeiros microssegundos; (c) curvas da carga drenada.	37 -
Figura 2.3. Arranjos de medição adotados para o Caso G. (a) método da queda de potencial, (b) método da carga.	38 -
Figura 2.4. Medições para o Caso G. (a) ondas de corrente medidas; (b) curvas da carga drenada.	39 -
Figura 2.5. Arranjos de medição adotados para o Caso H. (a) método da queda de potencial, (b) método da carga.	40 -
Figura 2.6. Medições para o Caso H. (a) ondas de corrente medidas; (b) zoom nos primeiros microssegundos; (c) curvas da carga drenada.	40 -
Figura 2.7. Circuito equivalente de duas malhas de aterramento com acoplamento resistivo.	42 -
Figura 2.8. Representação com parâmetros concentrados do arranjo de medição com método da carga, considerando a resistência mútua entre as malhas. (a) sem R_m ; (b) com R_m .	42 -
Figura 2.9. Aplicação do método oblíquo, medição com distância d_1 . (a) sem R_m ; (b) com R_m .	44 -
Figura 2.10. Aplicação do método oblíquo, medição com distância d_2 . (a) sem R_m ; (b) com R_m .	44 -
Figura 2.11. Representação das malhas hemisféricas adotadas na simulação. (a) distância entre malhas igual a 1 metro, (b) distância entre malhas igual a 2 metros.	46 -
Figura 2.12. Arranjo para simulação do caso com separação d_1 entre os hemisférios.	46 -
Figura 2.13. Arranjo para simulação do caso com separação d_2 entre os hemisférios.	47 -
Figura 2.14. Circuito de testes da mitigação de interferências de baixa frequência.	49 -
Figura 2.15. Ondas de correntes no circuito da Figura 2.14. Figura principal: Ciclo de 60 Hz com impulso de corrente típico daqueles utilizados em medição; Detalhe: Impulso aplicado em 2 μ s, zoom com e sem offset gerado pela corrente espúria de 60 Hz.	49 -

Figura 2.16. Arranjo de medição utilizado na verificação da proposta do uso de LIAs no circuito auxiliar de medição.-	54
-	
Figura 2.17. Diagrama esquemático do arranjo de medição utilizado no Caso 1 e no Caso 2.	56 -
Figura 2.18. Curvas medidas para o arranjo do Caso 1; (a) correntes, (b) cargas.	56 -
Figura 2.19. Curvas medidas para o arranjo do Caso 2; (a) correntes, (b) cargas.	57 -
Figura 2.20. Diagrama esquemático do arranjo de medição utilizado no Caso 3.	58 -
Figura 2.21. Curvas medidas para o arranjo do Caso 3; (a) correntes, (b) cargas.	59 -
Figura 2.22. Diagrama esquemático do arranjo de medição utilizado no Caso 4.	60 -
Figura 2.23. Curvas medidas para o arranjo do Caso 4; (a) correntes, (b) cargas.	60 -
Figura 2.24. Diagrama esquemático do arranjo de medição utilizado no Caso 5.	61 -
Figura 2.25. Curvas medidas para o arranjo do Caso 5; (a) correntes, (b) cargas.	62 -
Figura 2.26. Proposta de arranjo de medição utilizando o Método da Carga e LIAs.	64 -
Figura 3.1. Diagrama de circuitos representativo do arranjo de medição da impedância de aterramento Z_x . (a) Método básico; (b) Método aprimorado.	68 -
Figura 3.2. Representação do arranjo utilizado para simular a aplicação do Método das Correntes.	69 -
Figura 3.3. Arranjo de simulação usado no software PSpice: (a) simulação sem a presença de R_m ; (b) simulação com a presença de R_m	69 -
Figura 3.4. Formas de onda de tensão e de corrente, obtidas na simulação do método clássico. (a) domínio do tempo; (b) domínio da frequência.	70 -
Figura 3.5. Formas de onda das correntes necessárias à aplicação do Método das Correntes. (a) domínio do tempo; (b) domínio da frequência.	71 -
Figura 3.6. Impedância harmônica do arranjo de aterramento mostrado na Figura 3.2: (a) magnitude da impedância; (b) ângulo da impedância.	72 -
Figura 3.7. Formas de onda de tensão e de corrente, obtidas na simulação do método clássico considerando a presença de ruídos típicos de medição. (a) domínio do tempo, com zoom destacando os valores de pico e a presença de ruído nas curvas; (b) domínio da frequência.	73 -
Figura 3.8. Formas de onda das correntes necessárias à aplicação do Método das Correntes aprimorado, considerando a presença de ruídos típicos de medição. (a) domínio do tempo; (b) domínio da frequência.	73 -
Figura 3.9. Impedância harmônica do arranjo de aterramento mostrado na Figura 3.2, quando considerada a presença de ruído de medição nos sinais simulados. (a) magnitude da impedância; (b) ângulo da impedância.	74 -
Figura 3.10. Arranjo de circuito com parâmetros concentrados, usado na verificação do Método das Correntes.	75 -
Figura 3.11. Formas de onda de tensão e de corrente medidas no ramo de interesse. (a) domínio do tempo; (b) domínio da frequência.	76 -

Figura 3.12. Formas de onda das correntes medidas, necessárias à aplicação do Método das Correntes aprimorado. (a) domínio do tempo; (b) domínio da frequência.	77 -
Figura 3.13. Impedância harmônica do ramo por onde circula I_x , mostrado na Figura 3.10. (a) magnitude da impedância; (b) ângulo da impedância.	77 -
Figura 3.14. Arranjos de medição adotados para o estudo de Caso A. (a) método clássico; (b) método das correntes. .	80 -
Figura 3.15. Curvas de corrente e GPR medidas com o uso do método clássico, Caso A. (a) no domínio do tempo; (b) zoom nos primeiros instantes de tempo; (c) no domínio da frequência.	81 -
Figura 3.16. Curvas de corrente medidas com o uso do método das correntes, Caso A. (a) no domínio do tempo; (b) zoom nos primeiros instantes de tempo; (c) no domínio da frequência.	81 -
Figura 3.17. Impedância medida no estudo de Caso A. (a) magnitude; (b) ângulo de fase.	82 -
Figura 3.18. Arranjos de medição adotados para o estudo de Caso B. (a) método clássico; (b) método das correntes. .	83 -
Figura 3.19. Curvas de corrente e GPR medidas com o uso do método clássico, Caso B. (a) no domínio do tempo; (b) no domínio da frequência.	84 -
Figura 3.20. Curvas de corrente medidas com o uso do método das correntes, Caso B. (a) no domínio do tempo; (b) no domínio da frequência.	84 -
Figura 3.21. Impedância medida no estudo de Caso B. (a) magnitude; (b) ângulo de fase.	84 -
Figura 3.22. Comparação entre curvas medida e simuladas, para o arranjo do Caso B. (a) magnitude; (b) fase.	85 -
Figura 3.23. Arranjos de medição adotados para o estudo de Caso C. (a) método clássico; (b) método das correntes. .	87 -
Figura 3.24. Curvas de corrente e GPR medidas com o uso do método clássico, Caso C1. (a) no domínio do tempo; (b) no domínio da frequência.	87 -
Figura 3.25. Curvas de corrente medidas com o uso do método das correntes, Caso C1. (a) no domínio do tempo; (b) no domínio da frequência.	88 -
Figura 3.26. Curvas da impedância medidas no estudo de Caso C1. (a) magnitude; (b) ângulo de fase.	88 -
Figura 3.27. Curvas de corrente e GPR medidas com o uso do método clássico, Caso C2. (a) no domínio do tempo; (b) zoom nos primeiros microssegundos; (c) no domínio da frequência.	89 -
Figura 3.28. Curvas de corrente medidas com o uso do método das correntes, Caso C2. (a) no domínio do tempo; (b) zoom nos primeiros microssegundos; (c) no domínio da frequência.	90 -
Figura 3.29. Curvas da impedância medidas no estudo de Caso C2. (a) magnitude; (b) ângulo de fase.	90 -
Figura 3.30. Curvas de corrente e GPR medidas com o uso do método clássico, Caso C3. (a) no domínio do tempo; (b) zoom nos primeiros microssegundos; (c) no domínio da frequência.	91 -
Figura 3.31. Curvas de corrente medidas com o uso do método das correntes, Caso C3. (a) no domínio do tempo; (b) zoom nos primeiros microssegundos; (c) no domínio da frequência.	92 -
Figura 3.32. Curvas da impedância medidas no estudo de Caso C3. (a) magnitude; (b) ângulo de fase.	92 -
Figura 3.33. Comparação entre curvas medida e simuladas, para o arranjo do Caso C. (a) magnitude; (b) fase.	94 -

Figura 3.34. Comparação entre curvas de impedância medida e simuladas, para o arranjo do Caso C. (a) magnitude; (b) fase.	95 -
Figura 3.35. Comparação entre curvas de impedância medida e simuladas, para o arranjo do Caso C. (a) magnitude; (b) fase.	96 -
Figura 4.1. Representação do arranjo de aterramento modelado nas simulações.	103 -
Figura 4.2. Curvas de corrente e tensão simuladas, utilizadas como vetores de entrada para síntese de $h(n)$: (a) Caso A; (b) Caso B; (c) Caso C; (d) Caso D.	105 -
Figura 4.3. Curvas da resposta ao degrau, obtidas para os Casos A, B, C e D.	106 -
Figura 4.4. Curvas de corrente e tensão simuladas para as ondas de interesse, utilizadas como referência na comparação com as ondas reconstruídas: (a) primeira corrente de retorno, Morro do Cachimbo; (b) primeira corrente de retorno, Mount San Salvatore; (c) subsequente, Morro do Cachimbo; (d) subsequente, Mount San Salvatore [83]; (e) primeira corrente de retorno, descrita por Rachidi e outros [84].	107 -
Figura 4.5. Comparação das ondas reconstruídas com a curva de referência: (a) primeira corrente de retorno, Morro do Cachimbo; (b) primeira corrente de retorno, Mount San Salvatore; (c) subsequente, Morro do Cachimbo; (d) subsequente, Mount San Salvatore [83]; (e) primeira corrente de retorno, descrita por Rachidi e outros [84].	108 -
Figura 4.6. Curvas de corrente e tensão simuladas, utilizadas como vetores de entrada para síntese de $h(n)$, Caso E.	109 -
Figura 4.7. Comparação das ondas reconstruídas com as respectivas curvas de referência, usando a resposta ao impulso obtida do Caso E.	109 -
Figura 4.8. Arranjo de medição utilizado na validação experimental da técnica.	111 -
Figura 4.9. Fotografia do arranjo de medição utilizado nos casos F, G e H.	111 -
Figura 4.10. Formas de onda de corrente e da GPR medidas, usadas na síntese de $h(n)$, para o Caso F: (a) onda medida; (b) zoom nos primeiros microssegundos.	112 -
Figura 4.11. Formas de onda de corrente e da GPR medidas, usadas como referência na comparação para o Caso F: (a) onda medida; (b) zoom nos primeiros microssegundos.	113 -
Figura 4.12. Comparação da onda reconstruída com a respectiva curva de referência, usando a resposta ao impulso obtida do Caso F: (a) onda medida; (b) zoom nos primeiros microssegundos.	113 -
Figura 4.13. Formas de onda de corrente e da GPR medidas, usadas na síntese de $h(n)$, para o Caso G: (a) onda medida; (b) zoom nos primeiros microssegundos.	114 -
Figura 4.14. Formas de onda de corrente e da GPR medidas, usadas como referência na comparação para o Caso G: (a) onda medida; (b) zoom nos primeiros microssegundos.	115 -
Figura 4.15. Comparação da onda reconstruída com a respectiva curva de referência, usando a resposta ao impulso obtida do Caso G: (a) onda medida; (b) zoom nos primeiros microssegundos.	115 -
Figura 4.16. Formas de onda de corrente e da GPR medidas, usadas na síntese de $h(n)$, para o Caso H: (a) onda medida; (b) zoom nos primeiros microssegundos.	116 -

Figura 4.17. Formas de onda de corrente e da GPR medidas, usadas como referência na comparação para o Caso H: (a) onda medida; (b) zoom nos primeiros microssegundos.....	- 117 -
Figura 4.18. Comparação da onda reconstruída com a respectiva curva de referência, usando a resposta ao impulso obtida do Caso H: (a) onda medida; (b) zoom nos primeiros microssegundos.	- 117 -
Figura 4.19. Arranjo de medição utilizado na obtenção das ondas dos Casos 2 e 3.....	- 118 -
Figura 4.20. Arranjo de medição utilizado na obtenção das ondas do Caso 1.....	- 119 -
Figura 4.21. Formas de onda de tensão e corrente medidas para o Caso 1. (a) Onda 1, esquerda: onda medida, direita: zoom nos primeiros instantes de tempo; (b) Onda 2, esquerda: onda medida, direita: zoom nos primeiros instantes de tempo.	- 120 -
Figura 4.22. Curvas de GPR correspondentes a excitação da Onda 1. (a) onda completa, (b) zoom nos primeiros instantes de tempo.....	- 120 -
Figura 4.23. Curvas de GPR correspondentes a excitação da Onda 2. (a) onda completa, (b) zoom nos primeiros instantes de tempo.....	- 120 -
Figura 4.24. Formas de onda de tensão e corrente medidas para o Caso 2. (a) Onda 3; (b) Onda 4; (c) Onda 5.....	- 122 -
Figura 4.25. Curvas de GPR correspondentes a excitação da Onda 4, medida e reconstruídas a partir das Ondas 3 e 5.	- 122 -
Figura 4.26. Formas de onda de tensão e corrente medidas para o Caso 3. (a) Onda 6, esquerda: onda medida, direita: zoom nos primeiros instantes de tempo; (b) Onda 7, esquerda: onda medida, direita: zoom nos primeiros instantes de tempo; (c) Onda 8, esquerda: onda medida, direita: zoom nos primeiros instantes de tempo.	- 123 -
Figura 4.27. Curvas de GPR usadas na validação do Caso 3. (a) reconstrução da Onda 7; (b) reconstrução da Onda 8.-	- 124 -
Figura 4.28. Arranjo de medição utilizado para obtenção das curvas de validação do método de síntese da resposta ao impulso a partir da aplicação do método das correntes.	- 127 -
Figura 4.29. Curvas de corrente medidas a partir do Método das Correntes, para o arranjo da Figura 4.28. (a) domínio do tempo, (b) domínio da frequência.	- 127 -
Figura 4.30. Impedância harmônica medida a partir do Método das Correntes, para o arranjo da Figura 4.28. (a) curva de magnitude, (b) curva de fase.	- 128 -
Figura 4.31. Curvas de corrente e GPR medidas por meio da aplicação do método clássico. (a) ondas medidas, (b) zoom nos primeiros microssegundos.	- 128 -
Figura 4.32. Comparação entre as curvas de GPR medida com método clássico e reconstruída a partir do Método das Correntes. (a) onda medida, (b) zoom nos primeiros microssegundos.	- 128 -
Figura A.1. Comparação de curvas de impedância medidas com a aplicação do Método das Correntes utilizando condutores singelos e LIAs, nos circuitos auxiliar e de injeção de corrente. (a) magnitude; (b) fase.	- 144 -

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	VI
RESUMO	VIII
ABSTRACT	IX
LISTA DE FIGURAS	X
PREFÁCIO	- 1 -
INTRODUÇÃO	- 3 -
1.1. Considerações Iniciais	- 3 -
1.2. Caracterização de Arranjos de Aterramento	- 4 -
1.2.1. Métodos de medição da resistência de aterramento	- 4 -
1.2.2. Métodos de medição da impedância de aterramento	- 9 -
1.3. Organização do Texto	- 15 -
UM NOVO MÉTODO PARA A MEDIÇÃO DA RESISTÊNCIA DE ATERRAMENTO	- 17 -
2.1. Introdução	- 17 -
2.2. O Método da Carga	- 18 -
2.3. Resultados Adicionais de Aplicação do Método da Carga	- 35 -
2.3.1. Caso F – Eletrodo Horizontal, 36 m	- 36 -
2.3.2. Caso G – Haste Cobreada, 2,3 m	- 37 -
2.3.3. Caso H – Haste Cantoneira, 2,3 m	- 39 -
2.3.4. Considerações adicionais sobre os Casos F, G e H	- 40 -
2.4. Aplicação do Método Oblíquo	- 41 -
2.4.1. Influência da resistência mútua	- 41 -
2.4.2. Verificação da metodologia por meio de simulações	- 46 -
2.5. Influência de Correntes Espúrias no Solo	- 48 -
2.6. Medição com o Uso de LIA	- 50 -
2.6.1. Uso de LIA no circuito de injeção de corrente	- 51 -
2.6.2. Uso de LIA no circuito auxiliar de medição	- 52 -
2.6.2.1. Caso 1 - Terminação da LT em aberto: pulso de corrente de curta duração	- 55 -
2.6.2.2. Caso 2 - Terminação da LT em aberto: pulso de corrente de longa duração	- 57 -

2.6.2.3. Caso 3 - Terminação da LT em $R_a = Z_s$ -----	58 -
2.6.2.4. Caso 4 – Terminação da LT em $R_a \neq Z_s$ -----	59 -
2.6.2.5. Caso 5 - Terminação da LT em $R_a = 0$ -----	61 -
2.6.2.6. Síntese dos resultados experimentais -----	63 -
2.6.3. Proposta de arranjo de aplicação do Método da Carga com uso de LIAs-----	63 -
2.7. Considerações Finais-----	65 -
UM NOVO MÉTODO PARA A MEDIÇÃO DA IMPEDÂNCIA DE ATERRAMENTO -----	66 -
3.1. Introdução -----	66 -
3.2. O Método das Correntes-----	66 -
3.2.1. Método Básico-----	67 -
3.2.2. Método Aprimorado-----	68 -
3.2.3. Verificação por meio de simulações -----	69 -
3.2.4. Verificação por meio de medições em bancada-----	75 -
3.3. Validação Experimental em Arranjos de Aterramento -----	78 -
3.3.1. Caso A – Eletrodo Horizontal, 36 m -----	80 -
3.3.2. Caso B – Haste Cobreada, 2,3 m-----	83 -
3.3.3. Caso C – Haste Cantoneira, 2,3 m-----	86 -
3.3.3.1. Caso C1 -----	87 -
3.3.3.2. Caso C2 -----	89 -
3.3.3.3. Caso C3 -----	91 -
3.3.3.4. Considerações adicionais do Caso C-----	93 -
3.4. Considerações de Ordem Prática-----	98 -
3.5. Considerações Finais-----	98 -
CARACTERIZAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE ELETRODOS DE ATERRAMENTO NO DOMÍNIO DO TEMPO -----	99 -
4.1. Introdução -----	99 -
4.2. Descrição da Metodologia de Identificação -----	100 -
4.3. Avaliação por meio de Simulações Computacionais -----	102 -
4.3.1. Simulação com ondas de corrente calculadas -----	103 -
4.3.2. Dependência dos parâmetros elétricos do solo com a frequência -----	108 -
4.4. Validação por meio de Medições -----	110 -
4.4.1. Caso F: Eletrodo de 18 m, resistividade aparente 65 Ω m-----	112 -
4.4.2. Caso G: Eletrodo de 36 m, resistividade aparente 65 Ω m -----	114 -
4.4.3. Caso H: Eletrodo de 18 m, resistividade aparente 100 Ω m-----	116 -
4.5. Avaliação Prática da Metodologia por meio de Medições-----	118 -

4.5.1. Caso 1 – Eletrodo Horizontal – 18 m – 240 Ω m-----	119 -
4.5.2. Caso 2 – Haste vertical – 2,3 m – 970 Ω m-----	121 -
4.5.3. Caso 3 – Haste vertical – 2,3 m – 2800 Ω m-----	123 -
4.6. Considerações de Ordem Prática-----	124 -
4.7. Aplicação em Métodos de Medição Não-Convencionais -----	125 -
4.7.1. Validação Experimental -----	126 -
4.8. Considerações Finais-----	129 -
CONCLUSÕES -----	131 -
REFERÊNCIAS -----	133 -
ANEXO A - PRINCIPAIS PUBLICAÇÕES CORRELATAS AO TEMA DA TESE - -----	140 -
ANEXO B - PRINCIPAIS PROPOSTAS DE CONTINUIDADE DO TRABALHO - -----	142 -
[A.1] - Aplicação do Método do Deslocamento Oblíquo-----	142 -
[A.2] - Mitigação da influência de correntes espúrias-----	143 -
[A.3] - Uso de LIAs nos circuitos auxiliar e de injeção de corrente-----	143 -
[A.4] - Caracterização de arranjos de aterramento no domínio do tempo -----	144 -
[A.5] - Estudo comparativo com as metodologias clássicas -----	145 -

PREFÁCIO

Aos que se dispuseram à leitura deste texto, espero que a companhia dele lhes seja agradável. Neste documento são apresentadas inicialmente algumas considerações de caráter geral, delineando o contexto de escolha deste trabalho e o situando na área de pesquisa a que pertence. Na sequência, são introduzidas as informações técnicas que acompanharão o leitor no entendimento desta tese.

A primeira decisão a respeito da escolha da área de pesquisa a ser desenvolvida no Doutorado teve como principal motivador o interesse em aprofundar o entendimento de fenômenos envolvendo o eletromagnetismo, com particular interesse na compreensão daqueles associados ou decorrentes dos Sistemas de Energia Elétrica. Neste contexto, estudar a interação desses fenômenos com o meio e extrair desse estudo alguma ferramenta aplicável na solução de um problema de engenharia, como contribuição técnica e científica, foi, por definição, a razão maior da escolha.

Este mesmo motivador norteou os desenvolvimentos anteriores, seja na etapa de formação inicial em pesquisa, enquanto ainda na iniciação científica, ou, de forma um pouco mais sólida, nos direcionamentos dados à pesquisa de mestrado. Durante a formação inicial em pesquisa, os trabalhos envolvendo o estudo de campos magnéticos de baixa frequência, gerados pelo sistema de distribuição de energia elétrica, foram fundamentais para a formação de conceitos de medição de grandezas eletromagnéticas, para o desenvolvimento de medidores e de novas técnicas de medição. Ainda nessa etapa da formação científica, os primeiros contatos com as medições de arranjos de aterramento surgiram quando pude acompanhar o desenvolvimento dos trabalhos do então doutorando, hoje professor da UFPE, Dr. Alexander Barros Lima. Foi vendo de perto os primeiros testes com as Linhas Infinitas Artificiais, aplicadas à medição de arranjos de aterramento, – até então um conceito difícil de compreender, tendo em vista a restrita formação em eletromagnetismo que eu detinha naquele momento –, é que fui motivado por essa área de pesquisa. A sequência do trabalho de formação básica foi, por consequência, direcionada ao estudo de arranjos de aterramentos. Desta forma, me vinculei ao curso de mestrado sob orientação do Prof. Dr. José Osvaldo Saldanha Paulino, que me abriu caminhos para que pudesse pesquisar sobre novas alternativas para o projeto de aterramentos de torres de linhas de transmissão, além, claro, de temas outros a que o Grupo de Compatibilidade Eletromagnética esteve envolvido.

Tendo cumprido a etapa de formação básica em pesquisa, percebi que a inquietação com o tema de aterramentos persistia, uma vez que, mesmo após propor um plano de trabalho de doutoramento baseado no estudo de tensões induzidas em linhas situadas em condições particulares de solo, me vi novamente atraído pela temática, após receber uma proposta de aplicação de um recente teorema (Teorema da Carga) à medição de resistência de aterramento, feita pelo Dr. Celio Fonseca Barbosa. Desta forma, com foco no aprofundamento teórico na área de estudos em aterramentos elétricos, o Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEE) da Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG) foi novamente escolhido para a realização da pesquisa, onde, em setembro do ano de 2017, me vinculei, mais uma vez, ao grupo de pesquisadores da área de Compatibilidade Eletromagnética e Qualidade da Energia, sob a orientação do professor Dr. José Osvaldo Saldanha Paulino e as coorientações do Dr. Celio Fonseca Barbosa e do professor Dr. Wallace do Couto Boaventura.

Definimos como foco de maior interesse da pesquisa a caracterização de sistemas de aterramentos, os laboratórios de Compatibilidade Eletromagnética (LCE) e Extra Alta Tensão (LEAT), e toda a estrutura contida nestes, como suporte ao desenvolvimento. Os custos da pesquisa foram financiados em parte pela Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), o Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) e a Fundação Christiano Ottoni (FCO), através de contratos de Pesquisa e Desenvolvimento regulados pela Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL).

Nos capítulos que se seguem são apresentados a introdução ao trabalho técnico e o desenvolvimento da pesquisa realizada. Ao final do texto, o Anexo A apresenta as publicações do autor que se relacionam a área de pesquisa deste trabalho de doutoramento e o Anexo B apresenta uma breve proposta de continuidade da pesquisa.

I

INTRODUÇÃO

1.1. Considerações Iniciais

A conexão de um circuito à terra é prática comum, tendo sido adotada há bastante tempo na proteção de seres vivos e do próprio sistema elétrico. Além disso, essa prática está associada à eficiência operacional do sistema, nos casos onde a terra é usada como um condutor de retorno. Em geral, um aterramento adequado requer baixo valor de impedância, e, como boa prática de projeto, este valor deve ser antecipado através de simulações computacionais. Após a construção do aterramento, este deve ter sua resposta verificada periodicamente por meio de medições.

A resposta de um arranjo de aterramento pode ser conhecida para uma infinidade de excitações: mecânica, térmica, sonora etc. Na área dos estudos elétricos, o foco no aterramento está em conhecer a resposta deste quando solicitado por determinada forma de onda de corrente. Nesse caso, portanto, para se medir a resposta é necessário fazer circular pelo aterramento a corrente de interesse. A medição da resposta do aterramento à passagem dessa corrente, e a sua quantificação por meio do valor de resistência, é a prática mais comumente adotada, sendo, inclusive, utilizada como critério de proteção de sistemas em que as correntes de solicitações tenham componentes de frequência mais elevadas, como é o caso das descargas atmosféricas, por exemplo [1]. Entretanto, para muitas aplicações, a quantificação da resistência como valor representativo da resposta do aterramento nem sempre é suficiente [2], [3]. Nesses casos, descrever o arranjo de aterramento por meio de sua resposta dinâmica torna-se fundamental.

É nesse âmbito que se consolida o interesse de realização deste trabalho de doutoramento, focado na necessidade de caracterizar, de forma segura, a resposta de arranjos de aterramento, seja esta resposta descrita por meio da resistência ou através do comportamento dinâmico do arranjo de interesse.

Diversos trabalhos têm sido desenvolvidos ao longo dos anos, buscando quantificar o desempenho dos sistemas de aterramento e utilizar esta informação de desempenho como um dos critérios que permita subsidiar a tomada de decisões com relação à proteção do sistema elétrico. Entretanto, como será melhor demonstrado à frente, caracterizar com segurança malhas de

aterramento por meio de medição se mostra uma difícil tarefa, principalmente quando se busca uma caracterização confiável para uma ampla faixa de frequências.

Apesar do contínuo aprimoramento dos métodos de medição já existentes, algumas limitações, ou mesmo a necessidade de atender características específicas – necessárias para mitigar parte das limitações –, fazem com que a medição de impedância, ou mesmo a medição de resistência, seja uma tarefa onerosa e que pode levar a resultados pouco confiáveis.

Como objetivo deste trabalho de doutoramento, toma-se o desafio de estudar caminhos diferentes para a caracterização da resposta de arranjos de aterramento diversos. Dentro deste contexto, assume-se a necessidade de: *i)* adicionar robustez à medição, *ii)* propor facilitadores de aplicação que possam reduzir o tempo necessário e os possíveis erros introduzidos pelos aplicadores das técnicas, principalmente aqueles associados à negligência ou desconhecimento das dificuldades envolvidas, *iii)* permitir que os dados de resposta extraídos do aterramento possam ser usados para caracterizá-lo de forma mais abrangente que apenas para uma única onda de excitação.

Nas próximas seções são apresentadas e discutidas algumas das técnicas de medição de impedância e de resistência de aterramento encontradas na literatura. Para muitas destas técnicas, as principais características e limitações foram descritas, de forma a subsidiar a compreensão das decisões que levaram à proposta dos objetivos e das necessidades, descritas anteriormente, que motivaram à realização deste trabalho de doutoramento.

1.2. Caracterização de Arranjos de Aterramento

1.2.1. Métodos de medição da resistência de aterramento

A medição de resistências de aterramento é um assunto bastante estudado [4]–[9], e os principais resultados foram incorporados em padrões [10], [11]. Apesar das significativas diferenças entre os métodos de medição padronizados, a maioria deles se fundamenta na necessidade de medição das tensões de superfície do solo, produzidas por uma corrente injetada no sistema de aterramento.

O Guia IEEE Std 81-2012 [10] apresenta uma divisão de sete diferentes métodos de medição de resistência de aterramento, nomeados pelo guia conforme definido na Tabela 1.1. Como pode ser visto na tabela, alguns dos métodos apresentados não possuem, ao melhor conhecimento do autor, nomenclatura comum em língua portuguesa. Isso se deve, possivelmente, ao fato das sete variações apresentadas não corresponderem a sete métodos diferentes de medição. Muitas destas são resultado de adaptações de pelo menos um dos demais métodos descritos.

TABELA 1.1. MÉTODOS DE MEDIÇÃO APRESENTADOS PELO
GUIA IEEE STD 81-2012 [10]

Número de Identificação	Nome no Guia STD 81-2012 [10]	Nome Adotado no Brasil [9]
I	<i>Two-point Method</i>	Método Direto
II	<i>Three-point Method</i>	Método do Triângulo (método de Kolrausch)
III	<i>Staged Fault Tests</i>	-
IV	<i>Fall-of-Potential Method (FoP)</i>	Método da Queda de Potencial
V	<i>Clamp-on Method</i>	Método do Alicata Amperímetro
VI	<i>FoP/Clamp-on Method</i>	-
VII	<i>Computer-based Grounding Multimeter</i>	-

Das variações apresentadas na Tabela 1.1, destacam-se, reconhecidamente, três métodos claramente distintos, que são os métodos I, II e IV. O método III se mostra como uma aplicação especial do método IV, enquanto que o método V se fundamenta em princípios e premissas muito próximas daqueles necessários à aplicação do método I. O método VI, por sua vez, apresenta uma variação interessante, mas específica, do método IV. Nessa variação, os conceitos necessários à aplicação do FoP são mantidos, mas adicionalmente o método permite a medição de um arranjo de aterramento local, pertencente a um sistema multi-aterrado, sem que a medição sofra influência dos sistemas de aterramento próximos àquele de interesse. Por fim, apesar de não representar exatamente um único método de medição, o arranjo VII descreve o conceito de integração de diferentes técnicas de medição à um sistema com processamento baseado em computador. Com relação aos demais métodos (I, II e IV), por possuírem características com certa independência entre si, será realizada uma breve discussão acerca de suas características e limitações, descritas a seguir.

A aplicação do Método Direto necessita de premissas fortes, que nem sempre podem ser obtidas, além de serem de difícil verificação. Dentre essas premissas se destaca a necessidade de possuir, a uma distância suficiente para se evitar o acoplamento mútuo entre os arranjos, uma malha de aterramento de baixíssima resistência. Isso se deve ao fato de, no método, se medir a resistência em série de ambas as malhas, isto é, a resistência do arranjo de interesse somada à resistência da malha auxiliar [10]. Estas características tornam a aplicação do método extremamente restrita, e o desconhecimento dessas características pode resultar em severas inconsistências nos valores medidos.

Com relação ao Método do Triângulo, o Guia IEEE Std 81-2012 [10] discute que é necessário que a resistência de todos os arranjos medidos (aterramento de interesse e malhas auxiliares) tenham valores relativamente próximos, para que erros numéricos da formulação do método sejam evitados. Nesse sentido, a aplicação do Método do Triângulo se mostra restritiva para malhas de aterramento

de grandes dimensões. Além disso, em [9] é discutida a dificuldade de verificação da consistência dos resultados medidos a partir do Método do Triângulo, fazendo com que essa seja uma das razões para que este método seja preterido, principalmente no caso de sistemas de aterramento de grandes dimensões.

O Método da Queda de Potencial (FoP) é, quando comparado aos demais métodos apresentados em [10], historicamente o mais utilizado na medição da resistência de arranjos de aterramento. Uma das grandes vantagens do FoP está no fato de ser possível, ainda durante a medição, verificar se o valor de resistência medido possui razoável confiabilidade. Nesse sentido, o método garante ao usuário uma espécie de realimentação do valor medido e permite que ajustes nas posições dos eletrodos auxiliares de medição ocorram, até se atingir a confiabilidade desejada.

Entretanto, mesmo permitindo a verificação da confiabilidade dos valores medidos, a determinação da resistência de aterramento através do FoP demanda uma série de cuidados que, se não forem atendidos, podem resultar em erros grosseiros na medição. Dentre os efeitos já conhecidos, alguns são listados a seguir: *i*) para se evitar a influência da polarização dos eletrodos na medição, a corrente injetada no aterramento deve ser alternada ou suficientemente rápida [10]; *ii*) a corrente e o potencial medidos devem ser isentos de alterações provocadas por correntes e potenciais externos, inseridos no solo pelos sistemas de potência ou pelos sistemas de telecomunicação; *iii*) se faz necessário garantir que não haja acoplamento entre os cabos dos circuitos de corrente e de potencial [10], [12]; e *iv*) a posição escolhida para o eletrodo de potencial deve estar sobre o patamar de potencial constante, ou seja, suficientemente distante da malha de interesse e sem influência da região onde o potencial do solo foi alterado pelo eletrodo auxiliar de corrente [10].

O efeito descrito em *i* é uma condição necessária não apenas à aplicação do FoP, mas a qualquer medição de aterramento baseada no uso de eletrodos enterrados. O uso de corrente contínua, ou mesmo em frequências muito baixas, pode levar à polarização do arranjo eletrodo-solo e, conseqüentemente, ao falseamento dos valores medidos, devido ao surgimento de um potencial elétrico relativo à polarização. Essa característica gera alguns complicadores à medição dos valores de resistência em corrente contínua (R_{DC}), pois, uma vez excitados por correntes rápidas ou alternadas, a medição carregará uma parcela das reatâncias do arranjo a ser medido, geradas pela variação temporal da onda de excitação. A parcela reativa medida poderá ser insignificante, em geral em aterramentos concentrados, ou impactar de forma significativa, no caso de arranjos de aterramento de grandes dimensões [10].

O efeito descrito em *ii* é um problema presente a todos os métodos. No entanto, esse efeito afeta de forma significativa os métodos que dependem da medição do potencial na superfície do solo, como o FoP por exemplo. Uma vez que o sistema elétrico é responsável por fazer circular correntes (indesejadas à medição) pelo solo, na frequência fundamental e suas múltiplas, a medição de

potenciais de superfície torna-se susceptível a fortes distorções [13] provocadas por estas correntes. Por esta razão, é comum aos medidores comerciais utilizarem correntes de excitação em frequências diferentes das encontradas no sistema elétrico (geralmente entre 90 Hz a 130 Hz, com alguns operando na faixa de kHz) como tentativa de mitigar esses efeitos. Os trabalhos [13]–[17] apresentam alternativas para minimizar as distorções provocadas por correntes espúrias. Em [13], [14] os autores apresentaram técnicas baseadas no uso de frequência variável, em [16] Hrobat e Papic descreveram um método de remoção das interferências provocadas pelo sistema de potência, enquanto Zhou *et al.* [17] propuseram um método interessante que injeta uma corrente no solo para cancelar as correntes indesejadas.

Com relação a **iii**, os cabos utilizados na medição possuem indutâncias próprias e mútuas, que podem interferir na medição. Esse problema foi descrito em detalhes por Ma e Dawalibi [12], mostrando que ele pode produzir erros significativos, especialmente quando a frequência de medição é alta, ou a resistividade do solo é baixa, ou a malha de aterramento possui grandes dimensões. Diferentes técnicas para atenuar esse problema foram propostas por vários autores. Por exemplo, Wang *et al.* [18] alteraram a disposição dos cabos dos circuitos de medição para minimizar o acoplamento, enquanto Kostic e Raicevic [19] usaram corrente contínua com amplitude elevada (100 A) nas medições. Recentemente, Hu *et al.* [20] propuseram um novo método que mede a indutância mútua entre os cabos de medição, compensando as distorções provocadas no valor da resistência de aterramento medida.

Por fim, o item **iv** apresenta uma das características mais estudadas com relação ao Método da Queda de Potencial. Diversos autores discutem a posição ideal teórica para colocação da haste de potencial, sendo o trabalho de Curdts [21], e posteriormente de Tagg [22], os mais reconhecidos. Curdts sugere a posição de 61,8% da distância entre os eletrodos, por onde circula a corrente injetada no solo (tomando como referência o aterramento sob teste), como sendo a distância teórica onde o potencial deve ser medido para se obter o valor exato da resistência de aterramento. A distância entre os eletrodos por onde circula a corrente deve ser, nesse caso, cerca de cinco vezes a maior dimensão da malha de aterramento sob teste. No entanto, essa distância teórica assume algumas premissas muito fortes, baseadas na necessidade de um solo homogêneo e de eletrodos de aterramento com geometria hemisférica. Nenhuma dessas premissas é facilmente obtida na prática, o que torna a distância de 61,8% uma escolha hipotética. Alguns autores a consideram uma boa distância inicial para posicionar o eletrodo de potencial, a partir da qual são realizados incrementos na distância, para ambas as direções, a fim de se verificar o atendimento à medição no patamar de potencial [9].

Ainda com relação à violação das premissas do trabalho de Curdts [21], tem-se que os potenciais de superfície podem ser significativamente afetados pela presença de não homogeneidades do solo e pela existência de condutores enterrados. Dentro deste contexto, os trabalhos de Dawalibi e

Mukhedkar [23], Rüdenberg [24] e Zeng *et al.* [25], [26], ressaltam a distorção do potencial de superfície provocada pela existência de um solo não homogêneo na região de interesse. Em casos extremos, o efeito da estratificação pode, inclusive, levar à inexistência do patamar de potencial em distâncias praticáveis [24]. Para mitigar esse problema, Raizer *et al.* [27] propuseram um novo método baseado em uma regressão polinomial dos dados medidos de potencial de superfície, onde os efeitos das não homogeneidades do solo são compensados. Recentemente, Tao-Yuan *et al.* [28] desenvolveram um método baseado no perfil de potencial de superfície próximo ao eletrodo auxiliar de corrente, de modo que a suposição homogênea do solo é necessária apenas para o pequeno volume em torno do eletrodo auxiliar.

Outras técnicas destinadas a mitigar os problemas relacionados aos métodos tradicionais de medição da resistência de aterramento foram propostas em [13], [25], [29]–[34]. Dentre estas, destacam-se os trabalhos de Lima *et al.* [33], Chisholm e Panicali [32], Panicali e Chisholm [31] e Parise *et al.* [34], onde os autores apresentaram interessantes metodologias para se contornar a necessidade do uso de circuitos de medição de grande comprimento.

Apesar das grandes diferenças entre os métodos referidos nesta seção, todos eles são baseados na injeção de corrente no sistema de aterramento e na medição dos potenciais de superfície resultantes. Uma exceção é o método proposto por Kazerooni *et al.* [35], que usa correntes induzidas geomagneticamente (GICs) para avaliar o valor da resistência de aterramento de malhas de subestações de energia. No entanto, o método necessita de um grande número de cálculos, baseado em dados detalhados do sistema elétrico, o que limita sua aplicabilidade. Outra exceção é o Clamp-on Method, apresentado em [10], [36]. Este método não requer a medição de potenciais de superfície, mas é necessário que se possua um sistema de aterramento de baixa impedância nas proximidades do arranjo a ser medido, além da necessidade de uso de alta frequência.

Como pôde ser percebido ao longo desta seção, mesmo havendo uma grande quantidade de métodos de medição disponíveis, algumas dificuldades de aplicação seguem presentes, sejam estas em razão de características do solo, de se desconhecer aspectos importantes do arranjo e do meio, ou mesmo consequências dos tipos de corrente de excitação. A medição de resistência de arranjos de aterramento se mostra, ainda, uma tarefa pouco robusta e susceptível a erros e falseamentos consideráveis. Dentro deste contexto, uma das contribuições deste trabalho está na proposição de um método que adicione robustez à medição de resistência, ao mesmo tempo que seja capaz de contornar parte das dificuldades e limitações presentes na maioria dos métodos listados. O Capítulo 2 desta tese é dedicado a apresentar esta contribuição e os desdobramentos que poderão ser utilizados junto ao novo método. Nele também são discutidas algumas propostas de expansão desta pesquisa.

1.2.2. Métodos de medição da impedância de aterramento

Como já bem conhecido, o aterramento responde de maneira distinta a diferentes formas de onda de correntes de solicitação. Em face disso, as técnicas de medição da resposta do aterramento precisam levar em consideração o fenômeno solicitante. Para correntes de solicitação cujas frequências associadas ao fenômeno são baixas, o aterramento se comporta, em geral, como uma resistência [10], cujo valor é suficiente para que o aterramento seja caracterizado. No entanto, para os fenômenos de solicitação rápida, em que componentes de alta frequência estão associadas ao fenômeno, torna-se fundamental descrever o aterramento por meio de sua resposta dinâmica. Esse é o caso de solicitações impulsivas, como descargas atmosféricas, por exemplo.

A resposta do aterramento às solicitações impulsivas, por outro lado, ainda é uma tarefa complexa, pois pode envolver tanto a dependência dos parâmetros do solo com a frequência, quanto a não linearidade decorrente da ionização do solo [37]. Nesse sentido, grandes esforços têm sido dedicados à modelagem do aterramento quando submetido a solicitações de altas frequências [2], [38]–[46], e parte significativa desses esforços são direcionados às técnicas de medição, como mostram as referências [10], [38], [47]–[49]. Uma breve revisão acerca dos métodos de medição da impedância de aterramento foi descrita em [50], e parte dessa revisão foi transcrita e atualizada para este texto.

O primeiro trabalho envolvendo medição da resposta impulsiva de cabos contrapeso foi apresentado em 1934 por Bewley [51]. No trabalho de Bewley, foram realizados estudos teóricos e experimentais, onde diferentes geometrias de arranjos de aterramento foram submetidas a correntes impulsivas de baixa e moderada intensidade. Em 1941, Bellaschi [52] publicou um trabalho onde são apresentados resultados de medições da resposta impulsiva de hastes de aterramento. Neste trabalho, correntes impulsivas com amplitudes entre 0,5 e 12 kA foram aplicadas, levando o aterramento a condições de ionização em alguns casos.

Mais recentemente, já na década de 2000, Choi *et al.* [47] apresentaram medições da resposta do aterramento diretamente no domínio da frequência. A impedância harmônica foi obtida com o auxílio de um gerador de sinais e um amplificador de potência, usados como fonte de injeção de corrente no aterramento, além de um circuito de aquisição e registro das formas de onda. O arranjo de medições utilizado é apresentado na Figura 1.1.

Os autores relataram a injeção de correntes com frequências variando entre 0,1 Hz e 1 MHz, frequências estas que englobam grande parte da faixa representativa às solicitações de corrente de descarga atmosférica [53]. Hastes auxiliares para os circuitos de corrente e de tensão foram utilizadas. Uma importante observação a ser extraída do arranjo proposto está na disposição dos cabos dos circuitos auxiliares. Esses circuitos foram separados e posicionados em lados opostos, perfazendo um ângulo de 180° entre si, assim como proposto em [18] para medição de resistência. Esse tipo de

configuração é interessante, pois reduz os erros que podem ser provocados pelo acoplamento dos cabos dos circuitos de tensão e corrente. Uma descrição mais abrangente sobre os efeitos de acoplamento entre os cabos de tensão e de corrente em medições da resposta de aterramentos foi apresentado por Ma e Dawalibi [12], que estudaram a influência do fenômeno na medição de resistência de aterramento.

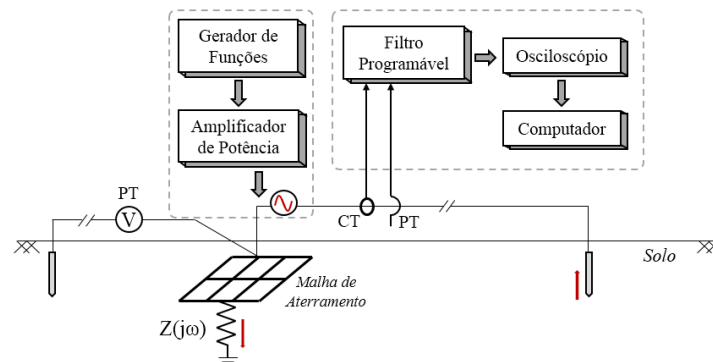


Figura 1.1. Arranjo de medição de impedância harmônica, Choi *et al.*, retirado de [50] e adaptado de [47].

O Guia IEEE Std 81-2012 [10], já citado na seção anterior, apresenta também uma sugestão de arranjo de medição da impedância de aterramento, baseado no uso de um gerador de impulsos móvel. Uma representação desse arranjo é mostrada na Figura 1.2. O arranjo apresentado carrega semelhanças significativas com o FoP, usado na medição da resistência de aterramento: uma malha auxiliar de corrente é sugerida, disposta a uma distância D da malha de aterramento sob teste, com o objetivo de fazer circular uma corrente impulsiva entre essas malhas. É também sugerido um eletrodo auxiliar de tensão, disposto a uma distância igual a 62% de D . O eletrodo auxiliar de tensão é aplicado na medição do potencial na superfície do solo, entre o ponto de interesse e a malha. O valor de 62% de D remete, mais uma vez, ao trabalho de Curdts [21], discutido com detalhes na seção anterior.

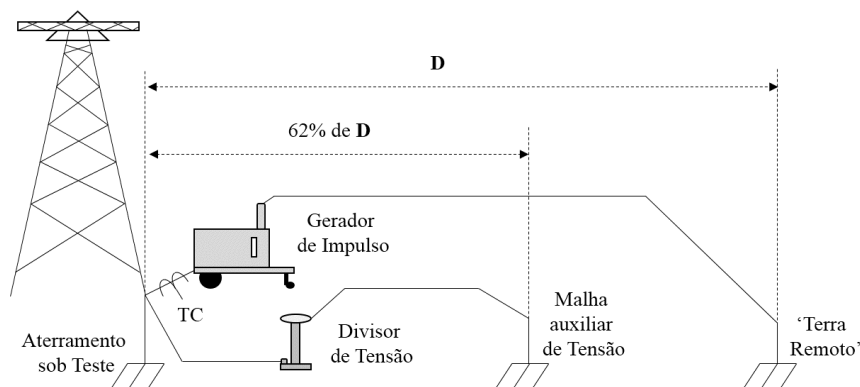


Figura 1.2. Arranjo de medição proposto pelo IEEE Std 81TM-2012, adaptado de [10].

O Guia [10] sugere que as dificuldades e limitações da técnica estão associadas às mesmas características do método FoP, mas não menciona o fato de que, ao injetar um impulso de corrente no arranjo de medição, dinâmicas introduzidas pelo circuito de corrente poderão interferir na medição esperada, podendo levar a grandes erros. Também não há menção ao agravamento do acoplamento entre os circuitos de tensão e corrente, o que pode ser um forte impeditivo de utilização do arranjo.

Em 2009, Visacro e Rosado [38], apresentaram resultados de medição de impedância de aterramento utilizando um gerador de impulsos móvel, com injeção de baixo valor de corrente. O arranjo de medição adotado pelos autores é similar ao sugerido pelo guia do IEEE, e pode ser visto na Figura 1.3. É interessante observar que os circuitos de tensão e corrente foram dispostos de forma perpendicular, a fim de se reduzir os erros provocados pelo acoplamento dos cabos dos circuitos. Apesar das semelhanças entre os arranjos de medição, é possível notar uma importante alteração em relação àquele proposto pelo guia do IEEE [10]. O eletrodo de potencial não foi posicionado entre o aterramento em medição e o aterramento auxiliar de corrente, a uma distância de 62% de D . Para esse caso, os autores sugerem o “terra remoto” como sendo a posição preferencial para esse eletrodo. Em 2014, Rodrigues e Visacro [54] apresentaram o conceito de um medidor de impedâncias, baseado no método proposto em [38].

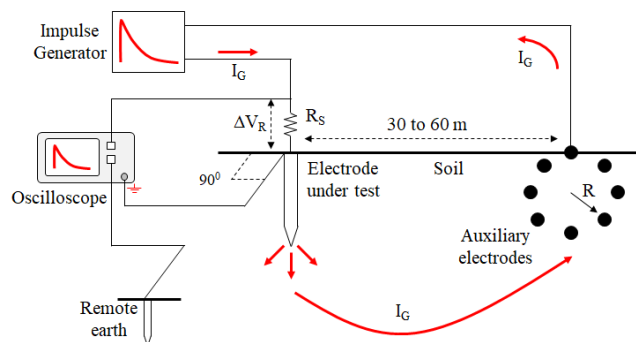


Figura 1.3. Arranjo de medição utilizado por Visacro e Rosado, adaptado de [38].

W. Chisholm, Petrache e Bologna [55] apresentaram, em 2010, uma metodologia inovadora de medição da impedância de aterramento. A metodologia descrita utiliza cabos em “zig-zag” funcionando como linhas de transmissão nos circuitos de corrente e de tensão. Os autores apresentam simulações de quatro diferentes combinações da metodologia proposta. A Figura 1.4 apresenta os arranjos estudados.

Os autores também apresentaram resultados de medições em campo, numa torre de transmissão de 115 kV, localizada em área urbana. Foi aplicada a configuração ZZ1, apresentada na Figura 1.4, com três diferentes variações no circuito de corrente, alterando o número de voltas e o espaçamento entre cada volta. Os resultados apresentados levaram os autores a concluir que a impedância dos

cabos de teste e os resultados da impedância de aterramento medidos são insensíveis à orientação e configuração dos condutores do circuito de corrente.

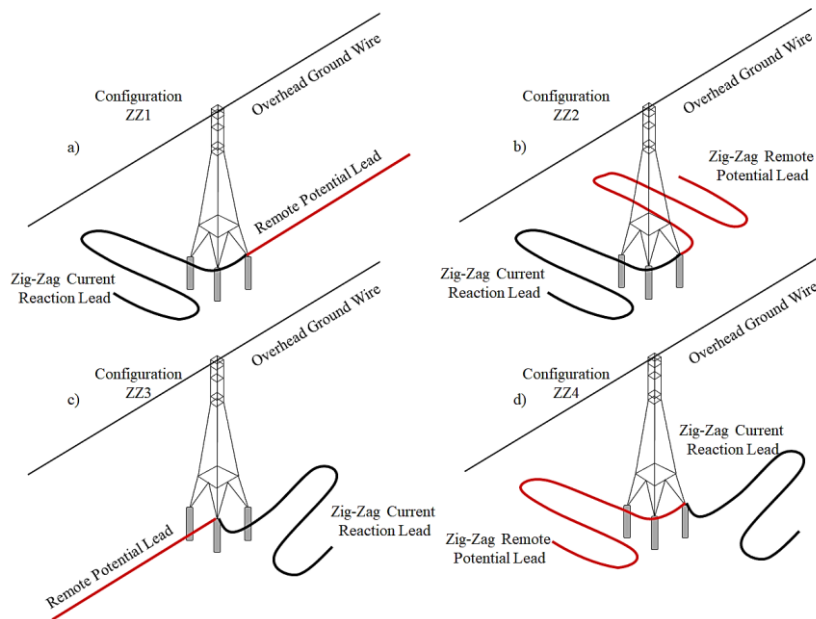


Figura 1.4. Arranjos de medição propostos por Chisholm *et al.*, adaptado de [55].

Em 2013, Lima *et al.* [56] apresentaram resultados de medição utilizando uma nova e compacta metodologia de caracterização da resposta impulsiva do aterramento. Os autores utilizaram um mecanismo denominado Linha Infinita Artificial (LIA), aplicado em substituição aos longos cabos comumente adotados nos circuitos auxiliares de tensão e de corrente. Do ponto de vista eletromagnético, o uso das LIAs se assemelha muito ao uso dos cabos em “zig-zag” proposto no trabalho de Chisholm [55], visto que o uso dos cabos, naquele trabalho, é analisado à luz da teoria de linhas de transmissão. As LIAs, no entanto, são produzidas a partir de um padrão físico que faz com que elas sejam compreendidas como estruturas de propagação de ondas lentas [57]. Os autores relataram dois arranjos distintos, e em cada um deles foi utilizada uma configuração diferente da técnica proposta.

No primeiro arranjo foram apresentadas medições da impedância de aterramento de hastes verticais. O uso da LIA foi aplicado em ambos os circuitos, de tensão e de corrente (Figura 1.5.a). No segundo arranjo foi apresentada a medição da impedância de aterramento na estrutura da base de uma torre de 138 kV ainda em construção (Figura 1.5.b). Nesse caso a LIA foi utilizada apenas no circuito de corrente. A Figura 1.5 apresenta os arranjos adotados pelos autores.

Novos resultados de medição foram apresentados por Lima *et al.* em dois outros trabalhos [58], [49]. A metodologia de uso de LIAs e o arranjo mostrado na Figura 1.5 foram novamente aplicados nas medições. Adicionalmente à técnica descrita, os autores utilizaram uma formulação apresentada por Chisholm [59], baseada na aplicação de uma regressão linear simples na medição de potencial.

Essa técnica permitiu obter o valor da impedância de aterramento da malha por meio da medição de potencial em dois pontos intermediários, dispensando da necessidade de se medir o potencial num ponto muito distante, o que levou a uma redução significativa do comprimento do circuito de tensão. A Figura 1.6, retirada do trabalho [58], evidencia a metodologia adotada, denominada pelos autores de Método Oblíquo.

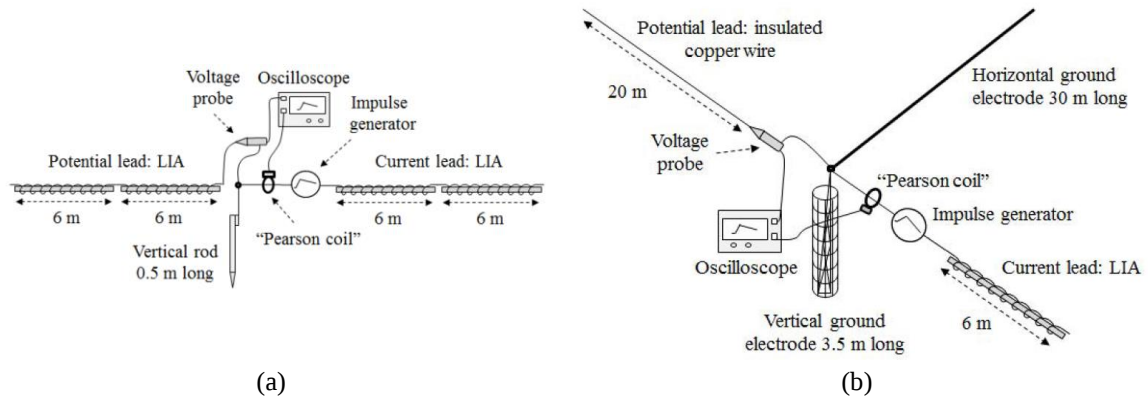


Figura 1.5. Arranjo de medição proposto por Lima et al., (a) arranjo 1 – hastes verticais (b) arranjo 2 – base de uma torre de 138 kV, adaptado de [56].

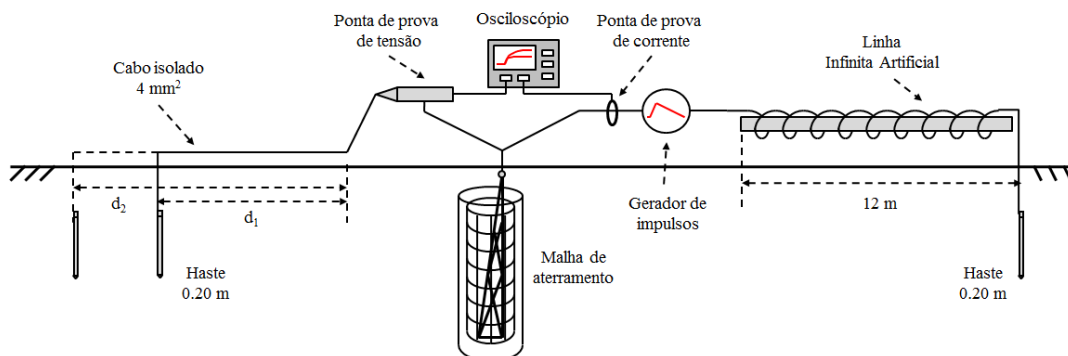


Figura 1.6. Arranjo de medição da resposta impulsiva do aterramento, adaptado ao uso de cabos de tensão de pequeno comprimento, retirado de [58].

Recentemente, novos trabalhos utilizando a metodologia descrita em [49] foram apresentados, [50], [60], [61]. Nesses trabalhos, uma modificação na disposição da LIA foi proposta, utilizando-a na vertical para permitir a medição de diferentes arranjos de aterramento em modelo reduzido. Foram discutidas algumas características acerca do potencial de uso das LIAs no circuito de corrente, quando disposta na vertical. Segundo os autores, o arranjo proposto se aproxima um pouco melhor do que seria a representação do fenômeno de solicitação, quando o interesse está no estudo do comportamento de arranjos de aterramento solicitados por descargas atmosféricas. A Figura 1.7 apresenta o arranjo utilizado em [50].

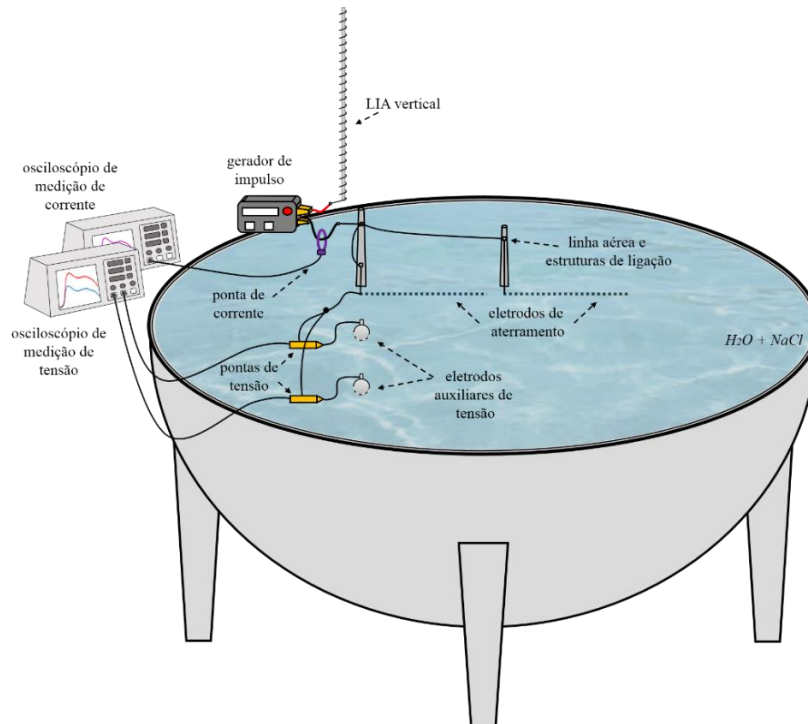


Figura 1.7. Arranjo de medição da resposta impulsiva do aterramento, uso de LIAs na vertical, retirado de [50].

Assim como descrito para os métodos de medição de resistência, a medição de impedância de aterramento carrega características e limitações muito claras, associadas, também, às características do solo, ao fato de se desconhecer aspectos importantes do arranjo de aterramento e do meio, ou mesmo as consequências dos tipos de corrente de excitação, que podem levar a acoplamentos nos circuitos de medição e o consequente falseamento dos valores medidos.

Essa similaridade se deve ao fato de que os métodos discutidos para a medição da impedância de aterramento carregam em parte, ou em sua totalidade, as características daqueles utilizados na medição de resistência, pois foram propostos a partir de adaptações daqueles. Acrescida às limitações já discutidas, a adaptação dos métodos clássicos à medição de impedância faz surgir também novos desafios, como por exemplo a necessidade de se contornar a dinâmica introduzida pelo circuito auxiliar de injeção de corrente, uma vez que a utilização de ondas impulsivas faz com que este circuito se comporte como uma linha de transmissão (LT). Nesse sentido, a terminação desta LT dificilmente terá a condição de casamento de impedâncias adequado, pois, em medições de campo, a condição de casamento ideal de impedâncias é de difícil ajuste. O transitório que se estabelece na terminação, gerado pela onda impulsiva no circuito de corrente, é responsável pela distorção das curvas medidas e, portanto, pode levar a erros significativos na medição de parâmetros como a impedância impulsiva, ou mesmo a impedância transitória, do arranjo de aterramento, caso cuidados adicionais com a aquisição das ondas, principalmente relativos a fase destas, não sejam levados em consideração.

Como pôde ser percebido, a medição da resposta dinâmica de arranjos de aterramento se mostra, ainda mais que a medição de resistência, uma tarefa pouco robusta e sujeita a erros e falseamentos consideráveis. A descrição de arranjos de aterramento por meio de sua resposta dinâmica, principalmente para frequências elevadas, segue quase que exclusivamente como uma área restrita à pesquisa. As dificuldades inerentes à medição e a completa ausência de equipamentos de medição comerciais, são duas causas claras para que o uso da resposta dinâmica de arranjos de aterramento nos estudos de proteção do sistema elétrico continue tão restrito.

Dentro deste contexto, outra contribuição deste trabalho de doutoramento está na proposição de um método que adicione robustez à medição de impedância de arranjos de aterramento, ao mesmo tempo que seja capaz de contornar parte das dificuldades e limitações presentes na maioria dos métodos listados. O Capítulo 3 desta tese é dedicado a apresentar este novo método.

1.3. Organização do Texto

Este texto está dividido em 5 capítulos, incluindo este de introdução e dois anexos.

No Capítulo 2, um novo método de medição de resistência de aterramento é apresentado, discutido e validado por meio de medições. Fugindo do convencional, e até mesmo do padrão dos demais capítulos deste documento, no Capítulo 2 um artigo técnico/científico foi inteiramente transcrito, por se entender que a totalidade do artigo é necessária e suficiente para a compreensão do novo método de medição. Adicionalmente, resultados de medição que não estiveram presentes no artigo foram apresentados. Foram também propostas e discutidas algumas técnicas que poderão ser integradas ao novo método, com a finalidade de facilitar o seu uso.

No Capítulo 3, um novo método de medição da impedância de arranjos de aterramento é apresentado, discutido e validado. O método pode ser compreendido como uma decorrência do método de medição de resistências discutido no Capítulo 2. São apresentados resultados de simulação e de medição que permitem verificar a aplicabilidade do método.

No Capítulo 4, uma nova abordagem para a caracterização de arranjos de aterramento foi proposta, discutida e validada. A metodologia parte de premissas utilizadas na área de identificação de sistemas, adapta algumas ferramentas disponíveis e as aplica ao estudo de arranjos de aterramento, permitindo um novo olhar sobre a caracterização destes. A metodologia foi avaliada por meio de simulações computacionais, e validada com base em medições.

No Capítulo 5, por fim, foram inseridas as conclusões do trabalho. Nele foram discutidas, superficialmente, algumas das propostas de continuidade da pesquisa.

No Anexo A é apresentada uma breve síntese das publicações do doutorando, correlatas ao tema deste trabalho de doutoramento, enquanto no Anexo B são apresentados os detalhes que envolvem a sequência natural da pesquisa realizada, ou seja, as propostas de continuidade desta tese.

II

UM NOVO MÉTODO PARA A MEDIÇÃO DA RESISTÊNCIA DE ATERRAMENTO

2.1. Introdução

Neste capítulo, um novo método dedicado à medição da resistência de arranjos de aterramento é apresentado. Conforme descrito no capítulo de introdução, a principal parte do presente capítulo é constituída pelo conteúdo de um artigo técnico, publicado na *IEEE Transactions on Power Delivery* da PES – Power Engineering Society do IEEE – Institute of Electrical and Electronic Engineers. O artigo foi apresentado de forma integral, sem quaisquer alterações em seu conteúdo, tendo apenas a estrutura adaptada para facilitar a leitura e visualização dos resultados. A opção por apresentar integralmente o artigo se justifica na percepção de que as partes que o compõe auxiliam na compreensão do todo, e mesmo que eventualmente ocorra alguma redundância na apresentação do conteúdo, estima-se que esta seja reduzida e limitada à parte introdutória.

Para evitar que as referências adotadas neste texto tivessem sua sequência alterada em razão da intersecção com as referências do artigo apresentado, as referências do artigo receberam o prefixo A. Por exemplo, utilizou-se [A.3] para citar a referência 3 do artigo.

Após o texto do artigo, algumas questões acerca do método são discutidas, além de alternativas e formas de aplicação. Neste contexto, são propostas novas abordagens para o método de medição, onde opções para mitigação de alguns efeitos indesejados, como o falseamento do valor da resistência medida, provocado pelo acoplamento resistivo mútuo entre a malha sob testes e a malha auxiliar, por exemplo, são propostas. Adicionalmente, são também apresentadas e discutidas novas medições com o método de medição proposto, considerando arranjos de aterramento distintos daqueles adotados no artigo, e considerando solos com resistividade elétrica elevada. Os novos resultados permitem dar maior generalidade aos testes de validação do método de medição proposto.

O título do artigo apresentado é: “A New Method for Grounding Resistance Measurement Based on the Drained Net Charge”. Ele está disponível na plataforma do *IEEE Xplore*, e é citado neste texto por meio da referência [62].

2.2. O Método da Carga

A New Method for Grounding Resistance Measurement Based on the Drained Net Charge

Carlos Ermídio F. Caetano, José Osvaldo S. Paulino, Celio F. Barbosa, *Member, IEEE*, José Claudio de Oliveira e Silva, and Antônio R. Panicali

Abstract – This paper presents a new method for measuring grounding resistances, which is based on the measured net charge drained by the grounding system when excited by an impulse generator. The circuit property used by the method is briefly described, alongside with the method itself. An advantage of this method with respect to the traditional ones is that it is not affected by the self and mutual reactances present in the grounding system and in the measuring wires. Moreover, the proposed method does not require the measurement of surface potentials, which are prone to interference due to soil non-homogeneities, buried conductive bodies, and stray currents. The paper presents experimental results from the method using lumped components and using actual grounding systems. The results show that the method provides consistent and accurate values of grounding resistances.

Index Terms – Grounding, resistance measurement, electric charge, uncertainty.

I. INTRODUCTION

The measurement of grounding resistances is an important issue related to the safety and reliability of electric power systems. This subject has been comprehensively studied [A.1]-[A.5] and the main results were incorporated in standards [A.6]-[A.7]. Despite the significant differences among the standardized measurement methods, most of them relies on measurement of voltages at the ground surface produced by a current injected into the grounding system, as is the case of the classical fall-of-potential (FoP) method [A.6]. The measurements are usually made with alternating currents (AC) to avoid polarization effects on the electrodes. Although in theory these methods work well, in practice they have some drawbacks, which prompted many researchers to look for mitigating techniques. Some of these efforts are summarized in the following.

The measuring wires have self and mutual inductances, which may interfere with the measurement. This problem was described in detail by Ma and Dawalibi [A.8], showing that it can produce significant errors, especially when the measuring frequency is high, or the soil resistivity is low, or the grounding grid is large. Mitigating techniques to this problem were proposed by several

authors. For instance, Wang *et al.* [A.9] routed the wires to minimize the coupling, whereas Kostic and Raicevic [A.10] used high direct currents (DC) in the measurements. Recently, Hu *et al.* [A.11] proposed a new method that measures the mutual inductance between the measuring wires and compensate its effects on the measured grounding resistance.

Ground stray currents may also interfere with the measurement of grounding resistances. To counteract this effect, Griffiths *et al.* [A.12] developed a method using variable frequency. A different technique based on variable frequency was proposed by Kostic and Racevic [A.13], which validated their results against those obtained by the current-reverse method [A.14]. Hrobat and Papic [A.15] described a method to remove interference from grounding measurements, whereas Zhou *et al.* [A.16] proposed an interesting method that injects a current into the ground to cancel the stray currents.

Ground surface potentials can be significantly affected by the presence of soil non-homogeneities and buried conductors. In order to mitigate this problem, Raizer *et al.* [A.17] proposed a new method based on a polynomial regression of the surface potential data, where the effects of soil non-homogeneities are compensated. Recently, Tao-Yuan *et al.* [A.18] developed a method based on the surface potential profile near the auxiliary current electrode, so that the homogeneous soil assumption is required only for the small volume around the auxiliary electrode. Other techniques intended to mitigate the problems related to the traditional grounding resistance measurement methods were proposed in [A.19]-[A.25].

Despite the great differences among the methods referred in this section, all of them are based on the injection of current into the grounding system and measuring the resulting surface potentials. One exception is the method proposed by Kazerooni *et al.* [A.26], which uses geomagnetically induced currents to assess the grounding resistance value of power substation grids. However, it requires many calculations using detailed data from the power system, which limits its applicability. Another method that does not require the measurement of surface potentials is the clamp-on ground testing [A.27], but it requires a nearby low-impedance grounding system and the use of high frequency.

Recently, Silva *et al.* [A.28] described what seems to be a yet unexplored property of linear electric circuits. This property says that the net charge injected into a linear circuit is divided among the circuit branches in the same proportion as the charge would divide among these branches, if the circuit was replaced by its equivalent circuit for direct current (DC). This is a fundamental property that may encounter several applications in the electric power systems, including the measurement of grounding resistances.

Indeed, the application of this property allows to carry out the measurement with time-varying currents but neglecting the interfering effects that arise from AC, such as inherent inductances and

electromagnetic coupling. Moreover, the resistance is obtained from measuring the charge that flows to the ground, which is immune to the interferences that affect the measurement of voltages at the ground surface.

This paper presents the application of the referred circuit property to the measurement of grounding resistances, where its main advantages with respect to the traditional methods are highlighted. The paper is organized as follows. Section II describes briefly the circuit property, whereas Section III develops the method for the measurement of grounding resistances. Section IV presents the application of the method using lumped circuit components to represent the grounding system and the connecting leads. Section V presents the application of the method using actual grounding systems. Finally, Section VI discusses some relevant aspects of the proposed method and Section VII draws the main conclusions.

II. ELECTRIC CHARGE FLOW IN LINEAR CIRCUITS

As described by Silva *et al.* [A.28], "for a linear, reciprocal and time-invariant circuit excited by an impulsive source, the net charge carried by each circuit branch is the same as the one computed for the DC equivalent circuit, where inductors and lossless transmission lines are replaced by short-circuits and capacitors are replaced by open-circuits". They continue to say that this property requires that the circuit shall be at rest and the source shall deliver a finite charge to the circuit.

In short, this property says that, as long as the net charge flow is concerned, the circuit reactances, electromagnetic couplings, and propagation effects in transmission lines (TL) can be neglected. The net charge Q from the current $i(t)$ is defined as follows

$$Q = \int_0^{\infty} i(t) dt. \quad (1)$$

This property can be described referring to Fig. 1.a, where it is desired to know the net charges that flow through the circuit branches, when the charge Q_0 is delivered by the source from $t = 0$ through an impulsive current of amplitude I_0 and duration Δt , so that $Q_0 = I_0 \cdot \Delta t$. Let us assume that Δt is infinitesimally small, so that the impulse approaches Dirac Delta function.

At $t = \Delta t$ the voltage across R_1 is $V_1(\Delta t) \approx I_0 \cdot R_1$, as the current i_2 through the inductor L is negligible at this early time (in front of I_0). Although being relatively small, i_2 is not zero, and at $t = \Delta t$ it will reach

$$i_2(\Delta t) = \frac{V_1(\Delta t) \Delta t}{L} = \frac{Q_0 R_1}{L}. \quad (2)$$

For times $t > \Delta t$, the current i_2 falls exponentially as

$$i_2(t > \Delta t) = \frac{Q_0 R_1}{L} \exp\left(\frac{-t (R_1 + R_2)}{L}\right), \quad (3)$$

as the energy trapped in the inductor L is dissipated in R_1 and R_2 . The net charge drained through R_2 is

$$Q_2 = \int_{\Delta t}^{\infty} i_2(t) dt = Q_0 \frac{R_1}{(R_1 + R_2)}. \quad (4)$$

Note that the contribution to Q_2 from 0 to Δt is negligible. Equation (4) shows that the net charge through R_2 depends only on the resistances of the circuit. The same rationale applies to the charge Q_1 through R_1 , where the current i_1 is bipolar: the positive impulse I_0 injected by the source is followed by the reverse current $-i_2(t)$ from the inductance L

$$Q_1 = \int_0^{\Delta t} I_0 dt - \int_{\Delta t}^{\infty} i_2(t) dt = Q_0 \frac{R_2}{(R_1 + R_2)}. \quad (5)$$

As seen, in both cases the charge distribution depends only on the DC equivalent circuit (Fig. 1.b). As this applies to an impulsive current, it does apply also for any arbitrary waveform, as can be readily demonstrated with the help of the convolution theorem. A general demonstration of this property is presented in [A.28].

This is a fundamental linear circuit property that, besides its aesthetical value, may encounter several applications in electrical engineering. One of them is the measurement of grounding resistances, where the presence of wire inductances and electromagnetic coupling often impair the measurement. This application is demonstrated in the following sections.

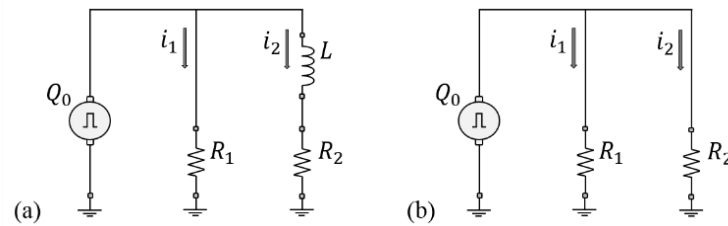


Fig. 1. Circuit excited by an impulsive current I_0 of infinitesimal duration. (a) Original circuit; (b) DC equivalent circuit.

III. GROUNDING RESISTANCE MEASUREMENT BASED ON THE NET CHARGE FLOW

A. Basic Method

The application of the charge-flow property to measure the resistance of a grounding system can be explained by referring to Fig. 2.a, where the charge Q_0 is delivered to the circuit by the generator.

In practice, this generator could be a charged capacitor that is discharged in the test circuit. Three resistances are present: R_g is the resistance of the generator grounding connection, R_a is the resistance of an auxiliary grounding, and R_x is the unknown grounding resistance. Note that any reactance or electromagnetic coupling existing in the real installation is already neglected in Fig. 2.a. Moreover, any mutual resistance between the grounding systems are assumed to be negligible, which can be obtained in practice by observing proper separation distances.

At any instant of time, the relation $i_x \cdot R_x = i_a \cdot R_a$ holds, where i_x and i_a are the currents through R_x and R_a , respectively. As the charge is the integral of the current, it is clear that

$$R_x = \frac{q_a}{q_x} R_a, \quad (6)$$

where q_x and q_a are the net charges through R_x and R_a , respectively. Therefore, if R_a is known, measuring q_x and q_a provides the value of R_x .

Of course, the requirement of knowing R_a poses a significant restriction on the method, making it less appealing. However, this restriction can be easily removed, as demonstrated in the next section.

B. Enhanced Method

In order to measure R_x without previously knowing R_a , a known resistor R_m is inserted in the circuit, as shown in Fig. 2.b. Note that R_m is a physical resistor whose resistance can be known with high accuracy. The switch S can short-circuit R_m .

Two subsequent measurements are made with the circuit of Fig. 2.b, the first with S closed and the second with S open. Let us denote $k = q_a / q_x$ and $k' = q'_a / q'_x$ the charge ratios obtained with S closed and open, respectively. It is straightforward to show that

$$R_x = R_m \left(\frac{k'}{k} - 1 \right)^{-1}. \quad (7)$$

Equation (7) shows that the grounding resistance R_x can be obtained directly from the measurement of the net charges that flow through R_x and R_a . The application of this method is described in the following sections.

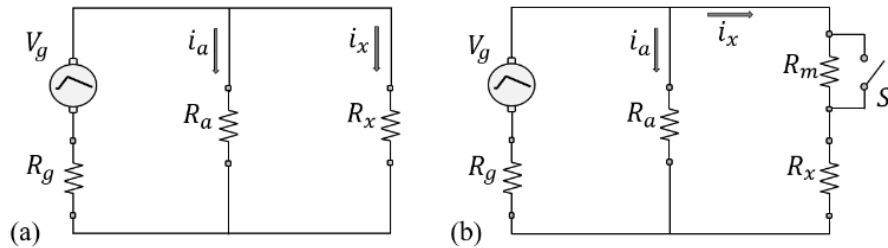


Fig. 2. Circuit diagram for measuring the grounding resistance R_x . (a) Basic method; (b) Enhanced method.

IV. TESTS USING LUMPED CIRCUIT COMPONENTS

The first series of tests to assess the features of the new measuring method was carried out using lumped circuit components as resistors, inductors, and capacitors. The main objective of these tests is to validate the method based on known circuit parameters.

Three cases were tested: Case A using only resistors, Case B using resistors and one inductor, and Case C using resistors, one inductor and one capacitor. In all cases, the currents were measured by Person current monitors model 4100, having bandwidth from 140 Hz to 35 MHz. The current monitors were connected to a Rhode & Schwarz RTB2004 oscilloscope, with 10 bits resolution and 75000 samples per channel. The resistors values were measured with a precision HP 34401A meter, with $6\frac{1}{2}$ digits resolution. The impulse generator used to inject a finite charge into the circuit has $19\ \Omega$ internal impedance, open circuit voltage adjusted up to 1500 V and 2.4/13 μ s waveshape.

To minimize the noise, the impulsive generator was set to apply 10 consecutives impulses, and the results were averaged by the oscilloscope. The resulting current wave data were then processed to obtain the net charge, as follows: (i) The oscilloscope DC offset was removed taking as reference the average DC offset measured during the pre-trigger interval; (ii) The resulting data were integrated using the trapezoidal integrating routine built into MatLab®. It is worth mentioning that the integration process is very effective in mitigating the random noise.

Each measurement with the enhanced charge method was repeated 10 times and the average value is presented. The uncertainties of the measurements are combined according with the procedure described in [A.29], whereas the values expressed in this paper are the expanded uncertainties obtained with coverage factor equal to 2, which gives a confidence level of 95.5%.

A. Case A: Resistive circuit

The circuit diagram for Case A is shown in Fig. 3, where R_x , R_a , and R_m represent the unknown grounding resistance, the resistance of the auxiliary electrode, and the resistor used for the measurement, respectively, with $R_x = (120.3 \pm 0.1)\ \Omega$, $R_a = (379.8 \pm 0.1)\ \Omega$, and $R_m = (119.7 \pm 0.1)\ \Omega$.

The currents obtained with the switch S open and closed are shown in Fig. 4.a, whereas the charges are shown in Fig. 4.b. As expected, the currents have the same waveform and the charges converge monotonically to their final value. The current peak and the charge final values are shown in Table I.

The resistance value obtained from the enhanced charge method is $R_x = (120.2 \pm 0.6) \Omega$, which agrees very well with the value $(120.3 \pm 0.1) \Omega$ measured directly with the HP meter. The difference (0.1Ω or 0.08%) is well within the uncertainty of the measurement.

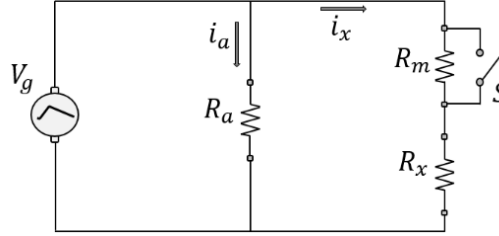


Fig. 3. Circuit diagram for Case A.

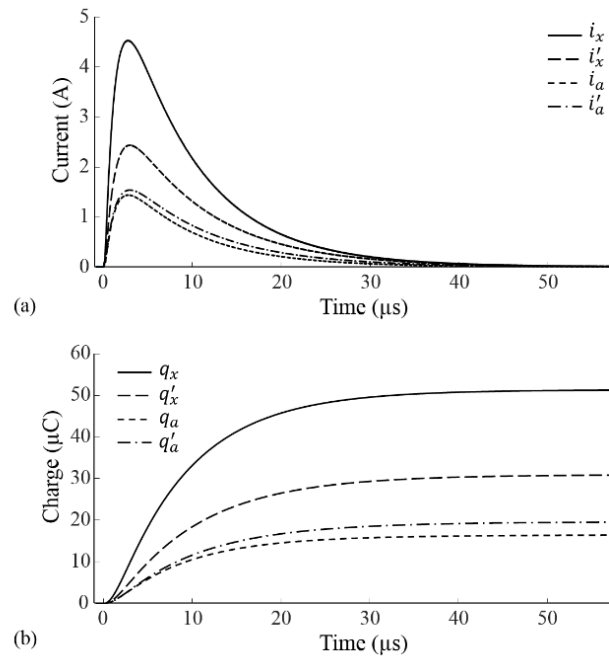


Fig. 4. Measurements for Case A. (a) Currents; (b) Charges.

TABLE I
AVERAGE MEASURED VALUES FOR CASE A

Component	Peak Current (A)		Charge (μC)	
	S Closed	S Open	S Closed	S Open
R_x	4.55	2.45	48.30	29.07
R_a	1.44	1.54	15.31	18.39

B. Case B: Including the wire inductance

Case B is similar to Case A, except that an inductor is inserted in series with R_x , as shown in Fig. 5. This inductor has $130 \mu\text{H}$ and it is intended to simulate the inductance of 100 m wire connecting the meter to the grounding system. The inductor inherent resistance is 0.44Ω , which is subtracted from the measured value to obtain the desired value for R_x .

The currents obtained with the switch S open and closed are shown in Fig. 6.a, whereas the charges are shown in Fig. 6.b. As seen, the waveforms are not very different from those shown in Fig. 4. The current peak and the charge final values are shown in Table II.

The resistance value obtained from the enhanced charge method is $R_x = (120.1 \pm 0.6) \Omega$, which also agrees remarkably well with the value $(120.3 \pm 0.1) \Omega$ measured directly with the HP meter. The difference (0.2Ω or 0.17%) is well within the uncertainty of the measurement.

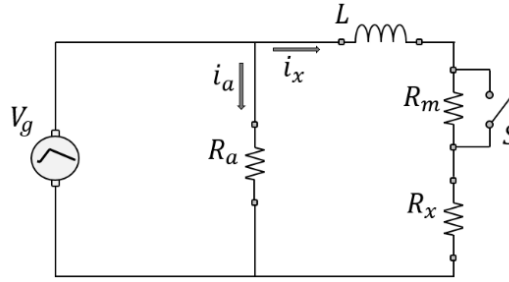


Fig. 5. Circuit diagram for Case B.

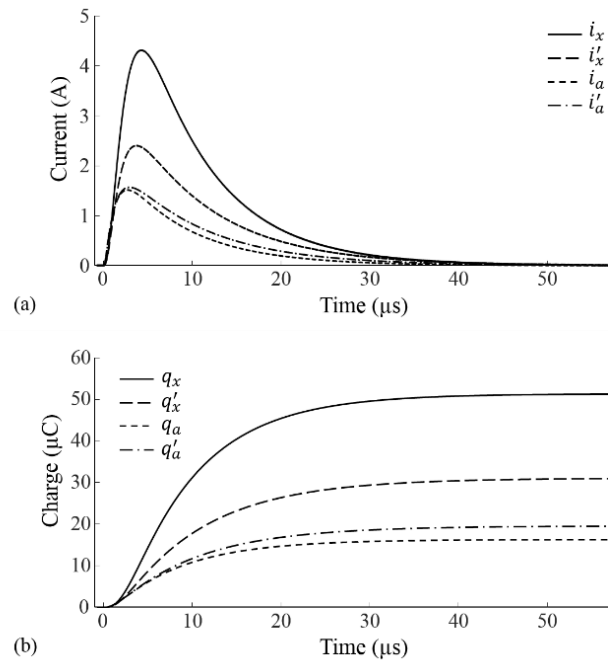


Fig. 6. Measurements for Case B. (a) Currents; (b) Charges.

TABLE II
AVERAGE MEASURED VALUES FOR CASE B

Component	Peak Current (A)		Charge (μC)	
	S Closed	S Open	S Closed	S Open
R_x	4.32	2.41	47.99	28.91
R_a	1.52	1.57	15.25	18.31

C. Case C: RLC circuit

This case includes also a capacitor in the circuit. Although the capacitor value (68 nF) is not realistic for a grounding system, it was included in the circuit to produce oscillations in the current waveform. The resulting oscillatory waves provide an additional validation of the method. The circuit diagram for Case C is shown in Fig. 7. The inductor inherent resistance value (0.44Ω) is subtracted from the measured value with the enhanced charge method to obtain R_x .

The currents obtained with the switch S open and closed are shown in Fig. 8.a, whereas the charges are shown in Fig. 8.b. As expected, the waveforms have oscillations. The current peak values and the charge final values are shown in Table III.

The resistance value obtained from the enhanced charge method is $R_x = (120.6 \pm 0.6) \Omega$, which also agrees well with the value ($120.3 \pm 0.1) \Omega$ measured directly with the HP meter. The difference (0.3Ω or 0.25%) is within the uncertainty of the measurement.

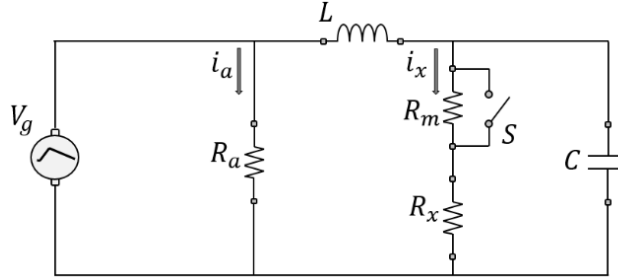


Fig. 7. Circuit diagram for Case C.

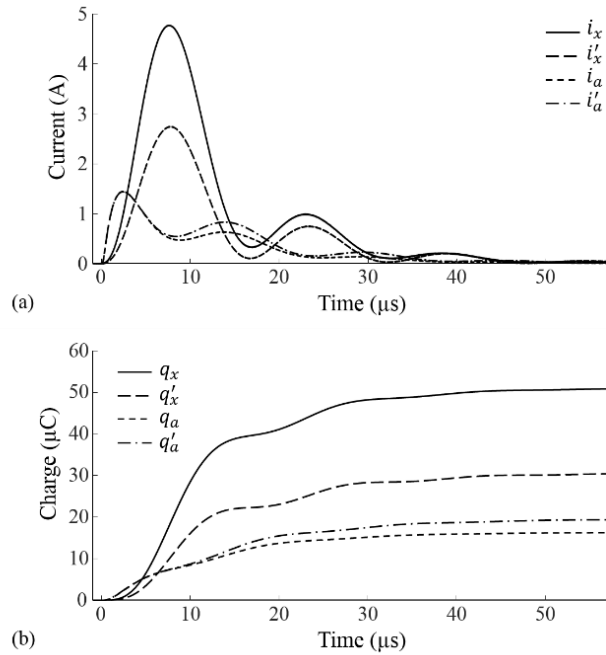


Fig. 8. Measurements for Case C. (a) Currents; (b) Charges.

TABLE III
AVERAGE MEASURED VALUES FOR CASE C

Component	Peak Current (A)		Charge (μC)	
	S Closed	S Open	S Closed	S Open
R_x	4.78	2.75	47.83	28.75
R_a	1.45	1.45	15.19	18.16

V. TESTS USING ACTUAL GROUNDING SYSTEMS

Once the test method and the instrumentation were validated, they are used to measure actual ground resistances. The grounding system considered is composed by an 18 m long horizontal conductor buried at 0.2 m depth. The conductor has 9.4 mm diameter and the soil is relatively homogeneous, with about $50 \Omega \cdot \text{m}$ apparent resistivity.

For the sake of reference, the grounding resistance was measured using the conventional fall-of-potential (FoP) method [A.6]. Fig. 9 shows the diagram of the measurement, where the potential rod was moved consecutively outward with 1 m step, until the reading was stable. Note that the current and potential wires run in opposed directions, in order to minimize the electromagnetic coupling [A.9]. The grounding meter used was a Megabras model MTD20kWe, operating at 1470 Hz. The length of the auxiliary current and potential rods is 0.5 m. The grounding resistance measured with this method was $R_x = (5.46 \pm 0.15) \Omega$. Note that the uncertainty expressed for this reading refers to the instrument accuracy only, and neglects the uncertainty inherently added by the FoP method.

The grounding resistance measurement was then repeated with the charge-flow method, using a measuring resistor $R_m = (5.623 \pm 0.008) \Omega$. Two cases were considered, as described in the following.

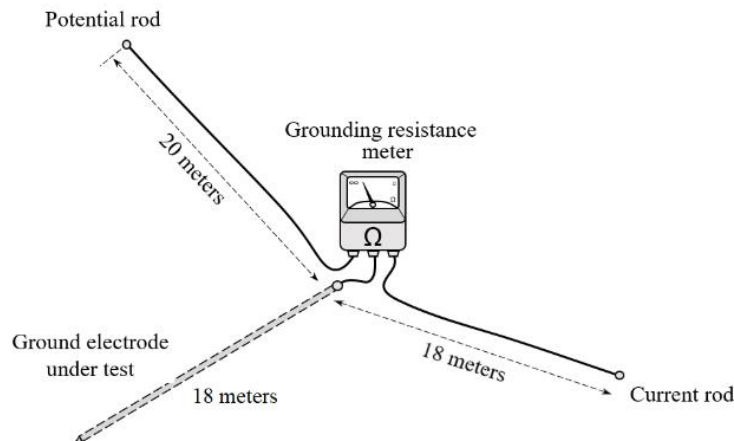


Fig. 9. Conventional ground resistance measurement (FoP).

A. Case D: Auxiliary grounding with high-resistance

The first grounding system measurement using the charge method was carried out with the same auxiliary electrodes used in the conventional measurement (see Fig. 9). This means that both the generator grounding (R_g) and the auxiliary grounding (R_a) have resistance values much higher than the grounding system (R_x). The diagram of the measurement is shown in Fig. 10.

The currents obtained with the switch S open and closed are shown in Fig. 11.a, where the currents in the auxiliary electrode (i_a and i'_a) were multiplied by 10 in order to be displayed in the same figure as the currents in the grounding system (i_x and i'_x). The charges are shown in Fig. 11.b, where the values of q_a and q'_a were multiplied by 10. The current peak values and the charge final values are shown in Table IV.

The resistance value obtained from the enhanced charge method is $R_x = (5.36 \pm 0.03) \Omega$, which agrees well with the value $(5.46 \pm 0.15) \Omega$ measured with the grounding meter. The difference (0.1Ω or 1.8%) is within the uncertainty of the measurement. Using the same rationale of Section III, the auxiliary resistance R_a can be expressed by

$$R_a = R_m (k' - k)^{-1}, \quad (8)$$

which gives $R_a = 328 \Omega$. This example shows that the charge method works fine even if the resistance of the auxiliary electrode is much higher than the resistance of the grounding system to be measured. In this example, the ratio $R_a / R_x = 61$.

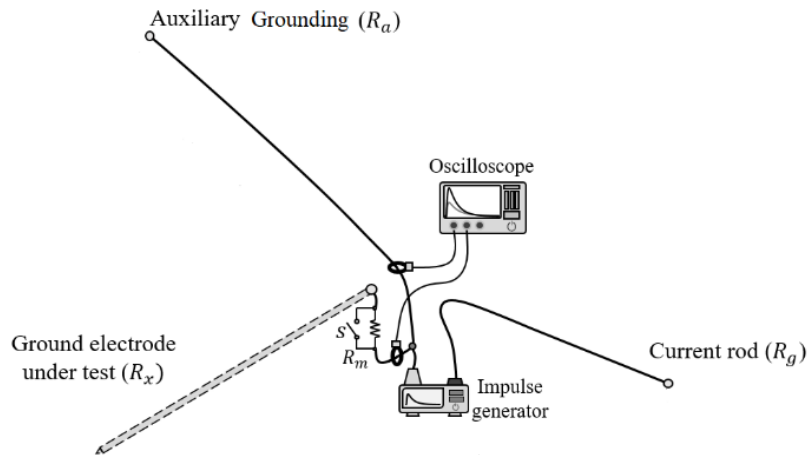


Fig. 10. Diagram of the grounding resistance measurement using the charge method (Case D).

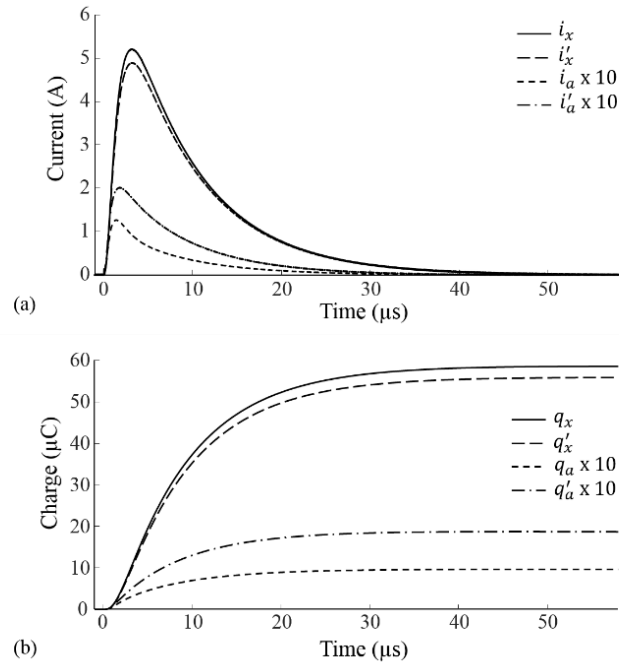


Fig. 11. Measurements for Case D. (a) Currents; (b) Charges.

TABLE IV
MEASURED VALUES FOR CASE D

Component	Peak Current (A)		Charge (μC)	
	S Closed	S Open	S Closed	S Open
R_x	5.21	4.89	58.64	55.86
R_a	0.13	0.20	0.957	1.87

B. Case E: Auxiliary grounding with low-resistance

The second measurement was carried out using a low resistance electrode for R_a , which was obtained by the grounding system of a nearby building. The grounding electrode under test (R_x) and the generator grounding rod (R_g) are the same used in Case D, as shown in Fig. 12.

The currents obtained with the switch S open and closed are shown in Fig. 13.a, and the charges are shown in Fig. 13.b. The currents in the grounding system present oscillatory waveforms, which are likely due to the redistribution of the currents between R_x and R_a . This oscillatory effect is described in [A.30] and it is due to the transition from an initial stage where the circuit inductances prevail to a final stage where the circuit resistances prevail. The current peak values and the charge final values are shown in Table V.

The resistance value obtained from the enhanced charge method is $R_x = (5.44 \pm 0.03) \Omega$, which agrees very well with the value $(5.46 \pm 0.15) \Omega$ measured with the grounding meter. The difference (0.02Ω or 0.4%) is within the uncertainty of the measurement.

Note that the difference between this measurement and the one obtained for Case D (0.08Ω or 1.5%) is likely due to the difference in the mutual resistances between R_a and R_x in the two cases. As discussed in Section VI, it can be minimized by enlarging the distance between the grounding systems.

The resistance of the auxiliary electrode can be obtained from (3), which gives $R_a = 0.47 \Omega$. This example shows that the charge method works fine even if the resistance of the auxiliary electrode is much lower than the resistance of the grounding system. In this example, the ratio $R_a / R_x = 0.086$.

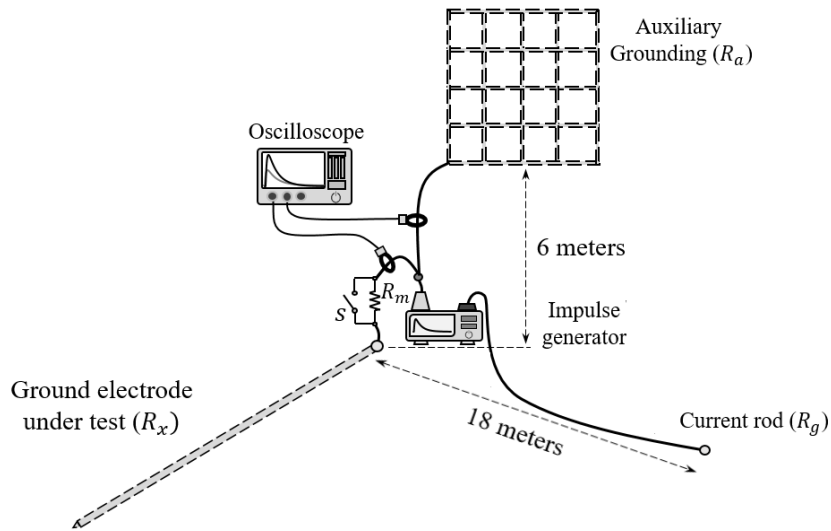


Fig. 12. Diagram of the grounding resistance measurement using the charge method (Case E).

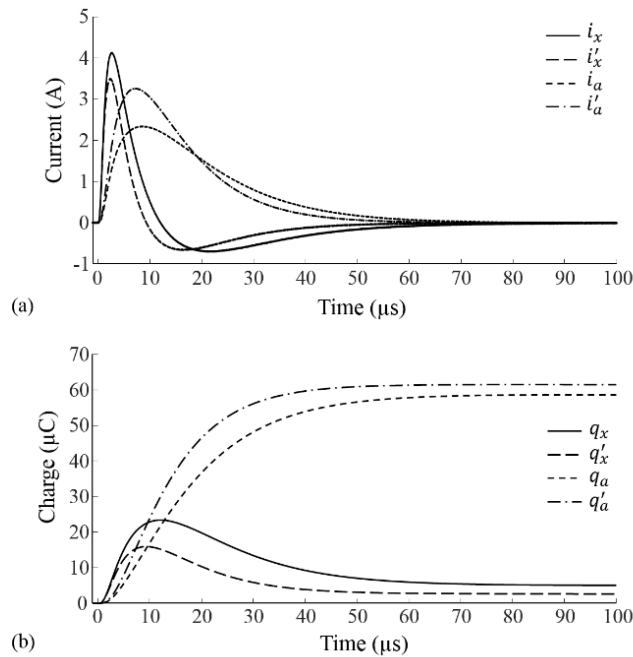


Fig. 13. Measurements for Case E. (a) Currents; (b) Charges.

TABLE V
MEASURED VALUES FOR CASE E

Component	Peak Current (A)		Charge (μC)	
	S Closed	S Open	S Closed	S Open
R_x	4.13	3.50	5.08	2.62
R_a	2.35	3.26	58.46	61.29

VI. SUMMARY AND DISCUSSION

Table VI summarizes the results of the cases presented along the paper. Other cases were evaluated with similar results, but they are not presented in this paper for the sake of conciseness. Some relevant features of the new proposed method are discussed in the following.

TABLE VI
SUMMARY OF THE RESULTS FOR R_x IN Ω

Case	Type	Circuit	Reference Measurement	Enhanced Charge Method	Diff. (%)
A	R	Lumped components	120.3 ± 0.1	120.2 ± 0.6	-0.08
B	RL			120.1 ± 1.8	-0.17
C	RLC			120.6 ± 1.9	0.25
D	R_a high	Actual grounding system	5.46 ± 0.15	5.36 ± 0.08	-1.8
E	R_a low			5.44 ± 0.08	-0.4

Equation (7) shows that the measurement accuracy relies on the accuracy of R_m value and of the measured charges ratio. The value of R_m can be obtained with high accuracy, as it is a lumped component. Therefore, the uncertainty of R_x value relies mostly on the uncertainty of the charge measurement. Interestingly, the ratio of the recorded charge values is considered in (7), which makes any systematic measurement error to be inherently compensated. Therefore, random errors are the main component of the measurement uncertainty.

Another important aspect to minimize the measurement uncertainty is the selection of an adequate value for R_m , as the data processing by (7) amplifies the uncertainty of the charge ratios. To reduce this amplification, the condition $R_m / R_x \geq 1$ shall be fulfilled. In case of implementing this method in a dedicated meter, its data processor could automatically select a proper R_m value during the measurement.

It is important to highlight that the uncertainties of the proposed method, as considered in this paper, assumes that the mutual resistances between the grounding systems are negligible. Although this issue is currently under study, for the moment mutual resistances could be neglected by

observing sufficiently large distances between the grounding systems, having in mind that any inductance or propagation effects added by long measuring wires are inherently compensated by the method. Mutual resistances also affect the traditional methods [A.6]-[A.7] and large distances are required, but electromagnetic coupling between long measuring wires becomes an issue in this case.

The enhanced charge method uses an impulsive current with relatively high values of voltage and current. This would be prohibitive for a continuous wave tester due to power requirements and safety concerns. High-current measurements are more immune to interference, such as those caused by polarization effects and stray currents. Immunity to low-frequency stray currents can also be improved by using a current probe with lower cutoff frequency significantly above the interfering signal frequency.

Another way to increase the immunity to stray ground currents is to remove any DC offset from the measurements. For instance, if the measurement is carried out in 50 μ s, this period represents only 0.3% of a 60 Hz cycle. Therefore, a 60 Hz stray current would appear as a DC offset on the measured waveforms, which could be easily removed. This technique is a theoretical possibility that still needs to be investigated in order to assess its effectiveness.

The proposed method measures the grounding resistance, whereas in some applications the power-frequency impedance or even the lightning surge impedance are required. Although lightning protection is outside the scope of this paper, some remarks are necessary regarding the relevance of the power-frequency grounding reactance in front of its resistance.

According to IEEE Std. 81 [A.6], the inductive reactance is relevant only for very large and interconnected grounding grids, where specific techniques shall be applied. For regular cases, where the resistance is the dominant ground impedance component, the proposed method could be applied. Indeed, these resistive groundings are the application field of most of the commercial grounding meters, which usually operate at frequencies ranging from 90 Hz to 130 Hz (with some operating in the kHz range). These meters either neglect or compensate the ground reactive component and provide the grounding resistance.

VII. CONCLUSIONS

The results presented in this paper show that the proposed new method for the measurement of grounding resistance based on the drained net charge is accurate and immune to the presence of reactances in the circuit. Moreover, it is immune to the electromagnetic coupling between the measuring wires, which allows a great degree of freedom for making the connections of the test setup. The method also does not require the measurement of surface potentials, which are prone to

interference due to soil non-homogeneities, buried conductive bodies and stray currents. The examples show that the method provides accurate results, even when the auxiliary grounding have resistances much higher or much lower than the grounding system under measurement.

Further work is necessary to assess other capabilities of the method. For instance, it could be used for the measurement of transmission line tower foot resistances, as the measurement could be made before the arrival of the reflections from neighboring towers. This and other new applications are currently under study.

REFERENCES

- [A.1] G. F. Tagg, "The measurement of an earth electrode resistance" in *Earth Resistances*, London, UK: Pitman Pub. Corp., 1964, ch. 10, pp. 178-205.
- [A.2] E. D. Sunde, "Ground resistance measurements" in *Earth Conduction Effects in Transmission Systems*, New York, Dover Pub. Inc., 1968, ch. 3, sec. 3.15, pp. 94-97.
- [A.3] G. F. Tagg, "Measurement of the resistance of physically large earth-electrode systems", *IEE Proceedings*, vol. 117, n. 11, pp. 2185-2190, Nov. 1970.
- [A.4] P. R. Pillai and E. P. Dick, "A review on testing and evaluating substation grounding systems," *IEEE Trans. Power Del.* vol. 7, no. 1, pp. 53-61, Jan. 1992.
- [A.5] J. Ma and F. P. Dawalibi, "Extended analysis of ground impedance measurement using the fall-of-potential method", *IEEE Trans. Power Del.* vol. 17, no. 4, pp. 881-885, Oct. 2002.
- [A.6] IEEE Guide for Measuring Earth Resistivity, Ground Impedance, and Earth Surface Potentials of a Grounding, IEEE Std. 81-2012, Dec. 2012.
- [A.7] IEEE Guide for Safety in AC Substation Grounding, IEEE Std. 80-2013, May 2015.
- [A.8] J. Ma and F. P. Dawalibi, "Influence of inductive coupling between leads on ground impedance measurements using the fall-of-potential method," *IEEE Trans. Power Del.*, vol. 16, no. 4, pp. 739-743, Oct. 2001.
- [A.9] C. G. Wang, T. Takashima, and T. Sakuta, and Y. Tsubota, "Grounding resistance measurement using fall-of-potential method with potential probe located in opposite direction to the current probe," *IEEE Trans. Power Del.*, vol. 13, no. 4, pp. 1128-1135, Oct. 1998.
- [A.10] V. I. Kostic and N. B. Raicevic, "A study on high-voltage substation ground grid integrity measurement," *Electric Power Syst. Res.*, vol. 131, pp. 31-40, Feb. 2016.
- [A.11] Z. Hu, S. Ni, B. Zhang, and K. Zhang, "New method of measuring ground impedance and mutual impedance between measuring lead wires," *IEEE Trans. Power Del.*, in print.
- [A.12] H. Griffiths, P. Jones, N. Harid, and A. Haddad, "Proposal for measurement of earth impedance using variable frequency injection," *Meas. Sci. Technol.*, vol. 21, no. 8, pp. 1-8, p.085102, 2010.
- [A.13] V. I. Kostic and N. B. Raicevic, "An alternative approach for touch and step voltages measurement in high-voltage substations," *Electric Power Syst. Res.*, vol. 130, pp. 59-66, Jan. 2016.
- [A.14] H. G. Sarmiento, R. Velasquez, J. Fortin, and D. Mukhedkar, "Survey of low ground electrode impedance measurement," *IEEE Trans. Power Del.* vol. 102, pp. 2842-2849, 1983.
- [A.15] P. Hrobat and I. Papic, "An oscilloscope method for eliminating the interference and disturbance voltages for the earthing measurements of large earthing systems in substations," *Electric Power Syst. Res.* vol. 81, pp. 510-517, 2011.
- [A.16] W. Zhou, Y. Liu, G. Li, G. Yan, S. Yang, H. Li, C. Zhou, and C. Q. Su, "Power frequency interference and suppression in measurement of power transmission tower grounding resistance," *IEEE Trans. Power Del.* vol. 30, no. 2, pp. 1016-1023, April 2015.
- [A.17] A. Raizer, W. Valente, and V. L. Coelho, "Development of a new methodology for measurements of earth resistance, touch and step voltages within urban substations," *Electric Power Syst. Res.*, vol. 153, pp. 111-118, Dec. 2017.

- [A.18] T. Yuan, Y. Bai, W. Sima, C. Xian, Q. Peng, and R. Guo, "Grounding resistance measurement method based on the fall of potential curve test near current electrode," *IEEE Trans. Power Del.* vol. 32, no. 4, pp. 2005-2012, Aug. 2017.
- [A.19] C. Korasli, "Ground resistance measurement with alternative fall-of-potential method," *IEEE Trans. Power Del.* vol. 20, no. 2, pp. 1657-1661, April. 2005.
- [A.20] R. Zeng, J. L. He, and Z. C. Guan, "Novel measurement system for grounding impedance of substations," *IEEE Trans. Power Del.* vol. 21, no. 2, pp. 719-725, April 2006.
- [A.21] R. Zeng, J. He, Y. Gao, J. Zou, and Z. C. Guan, "Grounding resistance measurement analysis of grounding systems in vertical-layered soil," *IEEE Trans. Power Del.* vol. 19, no. 4, pp. 1553-1559, Oct. 2004.
- [A.22] A. R. Panicali and J. C. O. Silva, "High accuracy short range ground resistance measurements," in *Proc. Int. Symp. on Lightning Protection*, Natal, Brazil, Oct. 2017.
- [A.23] A. B. Lima, J. O. S. Paulino, W. C. Boaventura, C. E. F. Caetano, and I. J. S. Lopes, "Grounding resistance measurements using very short current and potential leads," in *Proc. Int. Symp. on Lightning Protection*, Natal, Brazil, Oct. 2017.
- [A.24] G. Parise, L. Martirano, L. Parise, S. Celozzi, and R. Areneo, "Simplified conservative testing method of touch and step voltages by multiple auxiliary electrodes at reduced distance," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 51, no. 6, pp. 4987-4993, Nov./Dec. 2015.
- [A.25] V. I. Kostic and N. B. Raicevic, and A. Pavlovic, "Enhanced grounding system impedance measurements for high-voltage substations," *Electrical Energy Sys.*, vol. 25, no. 9, pp. 1875-1883, Sept. 2015.
- [A.26] M. Kazerooni H. Zhu, and T. J. Overbye, "Improved modeling of geomagnetically induced currents utilizing derivation techniques for substation grounding resistance," *IEEE Trans. Power Del.* vol. 32, no. 5, pp. 2320-2328, Oct. 2017.
- [A.27] Meter Center (2013). Guide to clamp-on ground testing. Megger, Chandler, AZ, USA. Available at www.biddlemegger.com/biddle-ug/GuideToClampOnGroundTesting-MC.pdf.
- [A.28] J. C. O. Silva, A. R. Panicali, and C. F. Barbosa, "Electric charge flow in linear circuits", in *Proc. of the Int. Symp. on Lightning Protection - SIPDA*, Natal, Brazil, Oct. 2017.
- [A.29] Evaluation of measurement data - Guide to the expression of uncertainty in measurement, JCGM 100:2008, Sept. 2008.
- [A.30] Aircraft Lightning Protection Handbook, Chap. 11.4 - "Redistribution", pp. 316-323, DOT/FAA/CT-89/22, Sept. 1989.

Ainda com relação ao princípio físico e matemático, descrito na referência [A.28] do artigo, que deu origem à proposição do Método da Carga, um novo artigo foi recentemente publicado. Este artigo detalha um pouco mais o princípio, apresentando resultados experimentais de validação e também a aplicação do conceito no cálculo da distribuição da carga líquida entre os condutores de uma instalação atingida por uma corrente típica de descarga atmosférica [63].

A Seção VI do artigo deixou claro que a pesquisa com relação ao novo método de medição segue ainda em aberto em alguns pontos de grande interesse prático. Dois destes pontos se destacam pela direta relação com o aprimoramento da forma de aplicação do método. O primeiro desses pontos diz respeito à forma de contornar os efeitos de falseamento da resistência medida, em virtude do acoplamento mútuo entre as malhas sob teste e auxiliares. Essa questão é tema de estudo em diversos trabalhos encontrados na literatura [10], [21], [24], [31], [33], [64]–[66]. Neste contexto, uma dedução matemática de extensão do conceito descrito em [33], [65], [66], denominado Método Oblíquo, é feita para o novo método de medição apresentado no presente capítulo. O segundo ponto discutido no artigo diz respeito à atenuação das interferências que possam provocar falseamentos na medição da resistência, como a presença de correntes espúrias no solo, inseridas pelo sistema de potência, por exemplo. Esses dois pontos são discutidos nas Seções 2.4 e 2.5.

Adicionalmente, na Seção 2.6, uma abordagem do Método da Carga a partir do uso de estruturas de ondas lentas, essencialmente o uso de LIAs [49], [56], [66], é apresentado e discutido, ainda que de forma preliminar, como facilitador de aplicação do método.

As seções 2.4 a 2.6 correspondem a partes que tiveram seu estudo iniciado, mas que, apesar de não terem sido concluídas, integram o texto como parte da pesquisa a ser apresentada nesta tese. A estas partes, novas discussões são apresentadas no Anexo B, destinado às propostas de continuidade da pesquisa.

A próxima seção deste capítulo apresenta alguns resultados adicionais de aplicação e validação do Método da Carga. Como discutido na Seção VI do artigo, para garantir concisão, alguns resultados foram suprimidos na publicação do mesmo. Desta forma, novos resultados são apresentados e discutidos, evidenciando a validade do método em condições distintas de solo e em diferentes geometrias de aterramento.

2.3. Resultados Adicionais de Aplicação do Método da Carga

As medições apresentadas nesta seção foram obtidas em três diferentes regiões, com características de solo bastante distintas entre si. Para cada região, um arranjo de aterramento foi instalado e medido, permitindo avaliar os potenciais de aplicação do Método da Carga para diferentes características geométricas e de solo.

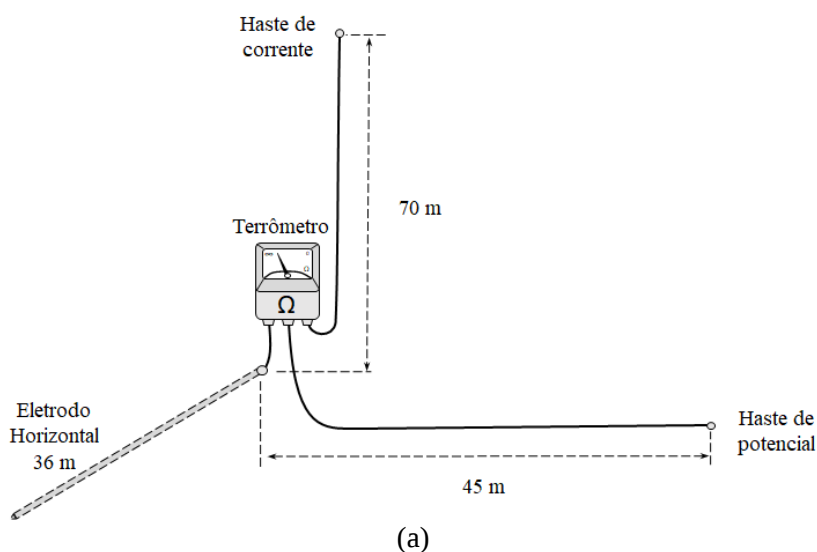
As medições foram separadas em três casos distintos, denominados Caso F, Caso G e Caso H. A Tabela 2.1 apresenta as principais características do arranjo utilizado em cada caso. Na última coluna da Tabela 2.1 são descritos os valores da resistência de corrente contínua, R_{DC} , de cada aterramento, medidos com o método da queda de potencial, utilizando o medidor Megabrás, modelo *MTD – 20 kWe*. Esses valores são utilizados como referência na comparação com os resultados obtidos a partir do Método da Carga. Nas medições com Método da Carga foi utilizado um osciloscópio da marca Rohde & Schwarz, modelo *RTH1004*, com 10 Bits de resolução, e sondas de corrente da marca Pearson, modelo *4100*.

TABELA 2.1. CARACTERÍSTICA DOS ARRANJOS DE ATERRAMENTO DOS CASOS F, G E H.

	Resistividade Aparente do Solo	Tipo de Eletrodo	Comprimento	Raio	Profundidade	R_{DC}
Caso F	215 Ωm	Eletrodo Horizontal	36 m	4,0 mm	0,2 m	12,3 Ω
Caso G	970 Ωm	Haste Cobreada	2,3 m	7,5 mm	-	410 Ω
Caso H	2800 Ωm	Haste Cantoneira	2,3 m	$\sim 12,0$ mm	-	1095 Ω

2.3.1. Caso F – Eletrodo Horizontal, 36 m

A Figura 2.1 descreve, através de um esboço, os arranjos de medição adotados para o Caso F. Nela são expostas as principais características geométricas dos circuitos auxiliares. Para a Figura 2.1.a as dimensões descritas são aquelas utilizadas na obtenção do valor de referência, isto é, após se verificar, com o método da queda de potencial, que as distâncias dos eletrodos auxiliares eram suficientes para se evitar o acoplamento mútuo entre estes e o aterramento sob teste. Os circuitos de tensão e de corrente foram dispostos de forma perpendicular, para evitar o acoplamento entre estes. A Figura 2.1.b apresenta o arranjo utilizado na aplicação do Método da Carga.



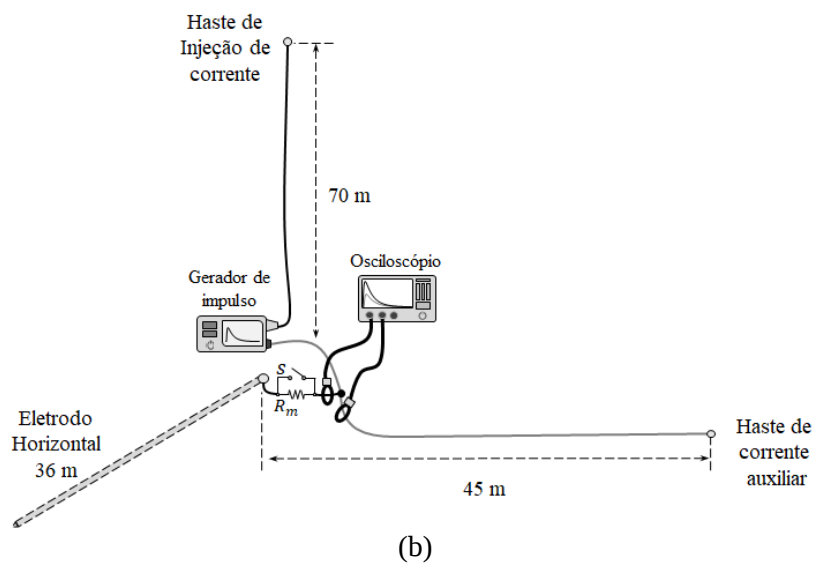


Figura 2.1. Arranjos de medição adotados para o Caso F. (a) método da queda de potencial, (b) método da carga.

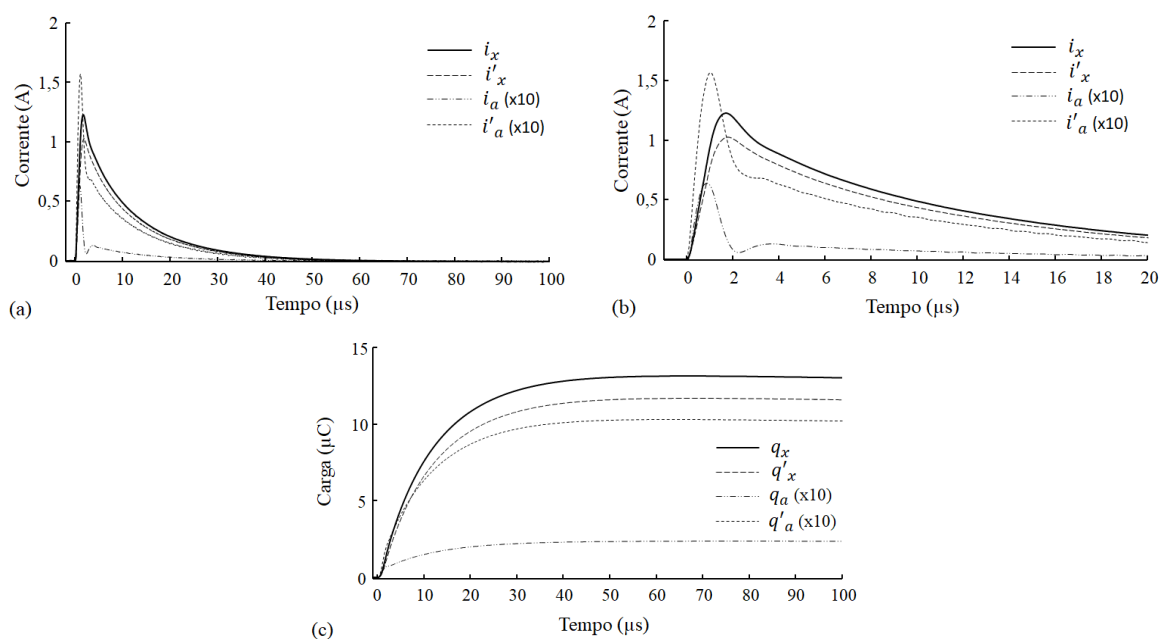


Figura 2.2. Medições para o Caso F. (a) ondas de corrente medidas; (b) zoom nos primeiros microssegundos; (c) curvas da carga drenada.

Na Figura 2.2 são mostradas as curvas de corrente e de carga medidas. Após aplicação do Método da Carga aprimorado, o valor de resistência obtido foi de $12,2 \Omega$. Esse valor difere em -0,8% do valor de referência medido com o método da queda de potencial.

2.3.2. Caso G – Haste Cobreada, 2,3 m

Na Figura 2.3 estão representados os arranjos de medição adotados no Caso G. O arranjo de aterramento deste caso é composto por uma haste vertical cobreada, com 2,3 m de comprimento,

enterrada em um solo com resistividade aparente de 970 Ωm . Para este caso, assim como no caso anterior, o aterramento foi medido utilizando o método da queda de potencial (Figura 2.3.a), cujo valor de referência obtido está descrito na Tabela 2.1, e também utilizando o método da carga aprimorado (Figura 2.3.b).

Para a Figura 2.3.a, as dimensões descritas são aquelas utilizadas na obtenção do valor de referência, isto é, após se verificar, com o método da queda de potencial, que as distâncias dos eletrodos auxiliares eram suficientes para se evitar o acoplamento mútuo entre estes e o aterramento sob teste.

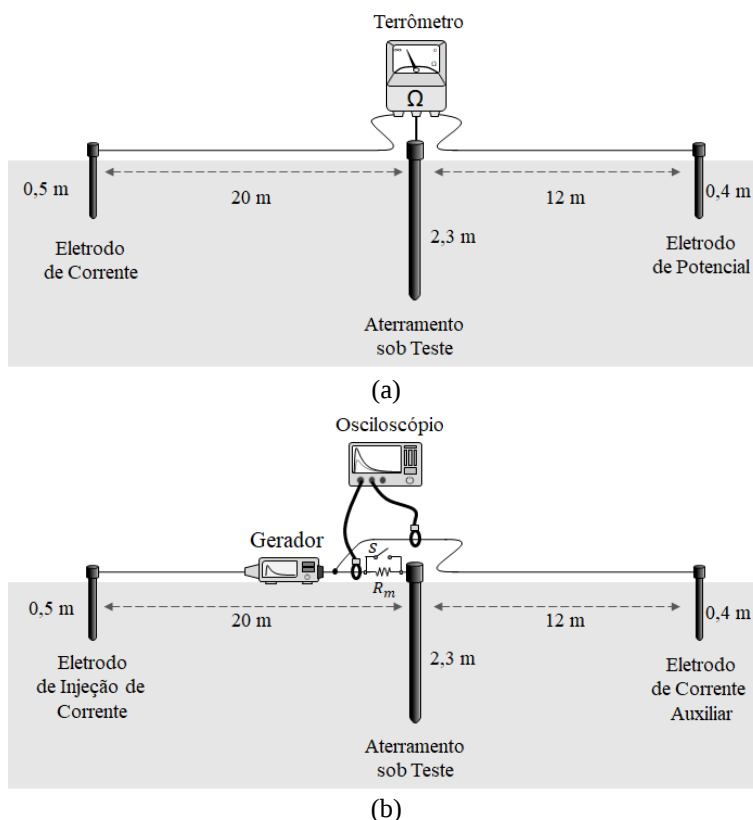
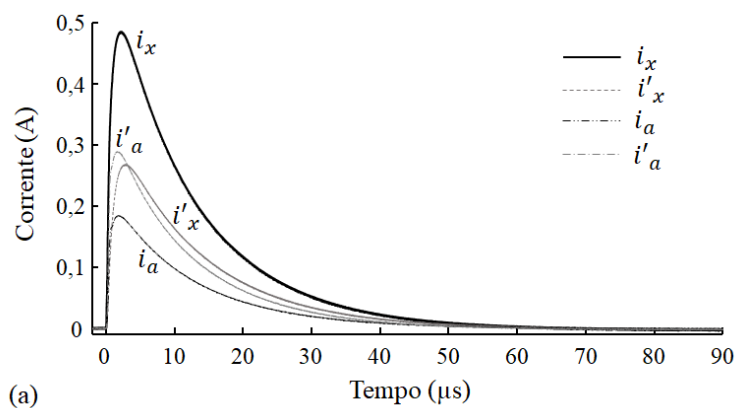


Figura 2.3. Arranjos de medição adotados para o Caso G. (a) método da queda de potencial, (b) método da carga.



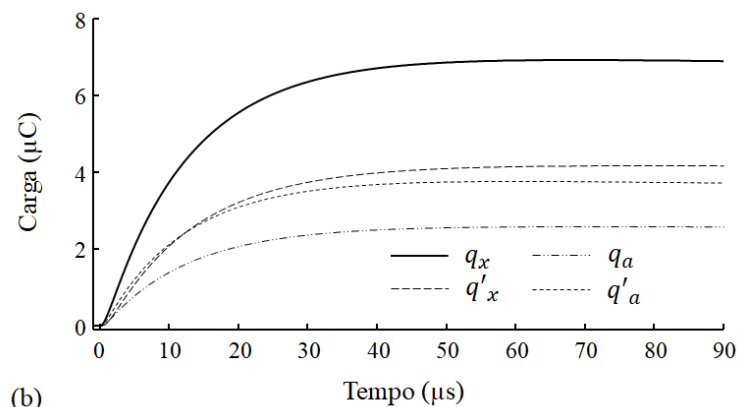


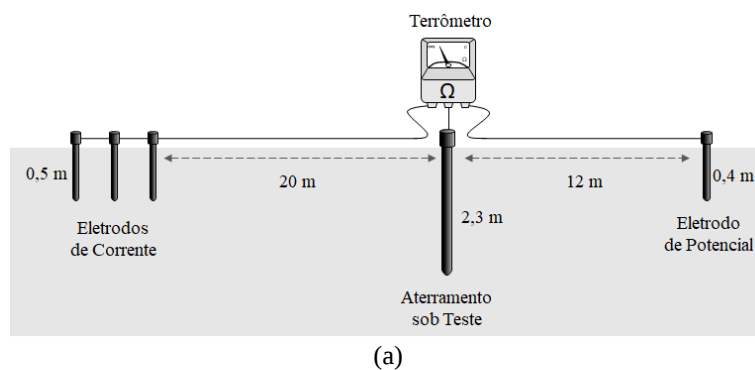
Figura 2.4. Medições para o Caso G. (a) ondas de corrente medidas; (b) curvas da carga drenada.

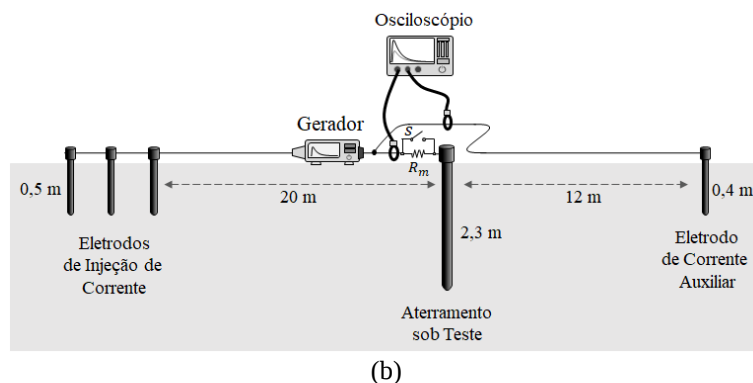
A Figura 2.4 apresenta as curvas de corrente e de carga medidas. Após aplicação do Método da Carga aprimorado, o valor de resistência obtido foi de 408,8 Ω . Esse valor difere em -0,3% do valor de referência medido com o método da queda de potencial, evidenciando, uma vez mais, a excelente correlação entre os métodos de medição.

2.3.3. Caso H – Haste Cantoneira, 2,3 m

Para o arranjo de aterramento medido no Caso H (Figura 2.5), uma haste vertical do tipo cantoneira foi utilizada. A haste possui 2,4 m de comprimento, tendo sido enterrada por 2,3 m em um solo com resistividade aparente de 2800 Ωm . Assim como nos demais casos, o aterramento foi medido utilizando o método da queda de potencial (Figura 2.5.a), cujo valor de referência obtido está descrito na Tabela 2.1, e também utilizando o método da carga aprimorado (Figura 2.5.b).

Para a Figura 2.5.a, as dimensões descritas são aquelas utilizadas na obtenção do valor de referência, isto é, após se verificar, com o método da queda de potencial, que as distâncias dos eletrodos auxiliares eram suficientes para se evitar o acoplamento mútuo entre estes e o aterramento sob teste.





(b)
Figura 2.5. Arranjos de medição adotados para o Caso H. (a) método da queda de potencial, (b) método da carga.

As curvas de corrente e de carga medidas são mostradas na Figura 2.6. A aplicação do Método da Carga aprimorado, nos valores obtidos da carga líquida na malha auxiliar e na malha de interesse, levou a um valor de resistência igual a $1100,5 \Omega$, o que representa uma diferença de 0,5% para o valor de referência.

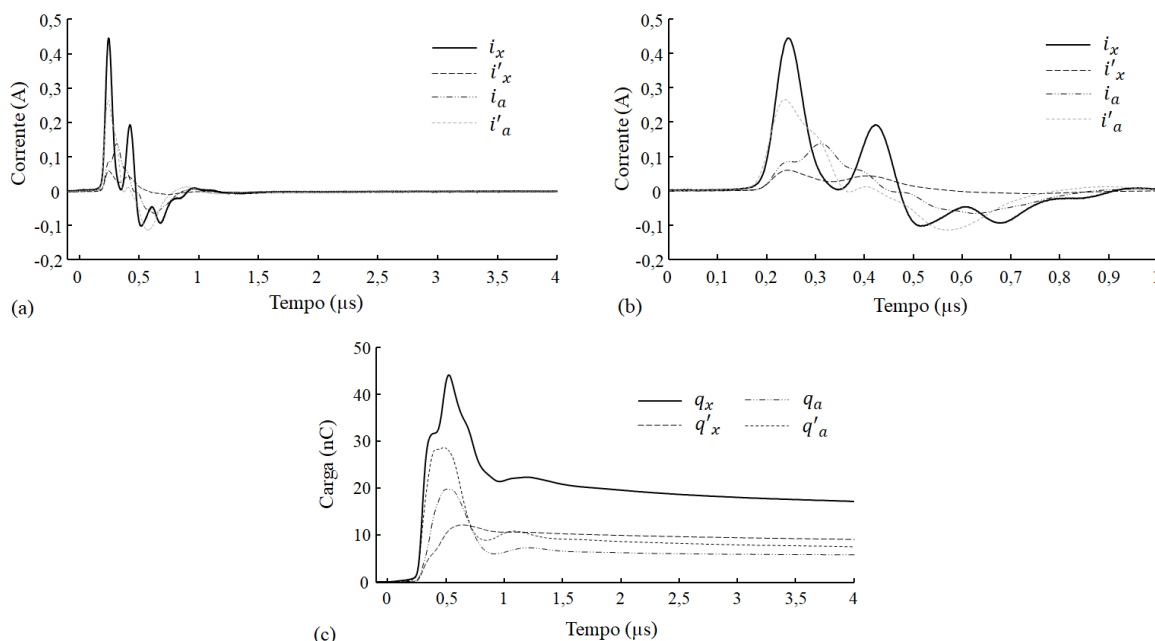


Figura 2.6. Medições para o Caso H. (a) ondas de corrente medidas; (b) zoom nos primeiros microssegundos; (c) curvas da carga drenada.

2.3.4. Considerações adicionais sobre os Casos F, G e H

Os três casos medidos e apresentados nesta seção descrevem, como já mencionado, arranjos de aterramento com características bastante distintas entre si. Para todos eles, dois métodos de medição foram aplicados: i) o método da queda de potencial e ii) o método da carga aprimorado. Para utilizar o método da queda de potencial como referência, se fez necessário que o mesmo fosse aplicado com

os devidos cuidados para se evitar interferências, quer seja de acoplamentos entre os condutores dos circuitos auxiliares ou da influência, na tensão medida, da presença de condutores enterrados na região de medição etc. Nessa condição, a comparação dos resultados obtidos por cada método evidencia uma excelente concordância de valores, validando a aplicação do Método da Carga em condições diversas de solo e para arranjos distintos daqueles impressos no artigo [62]. Na Tabela 2.2 uma síntese dos resultados medidos para os Casos F, G e H é descrita.

TABELA 2.2. SÍNTESE DOS RESULTADOS MEDIDOS PARA R_x NOS CASOS F, G E H.

Caso	Circuito	Valor de Referência	Método da Carga	Diff. (%)
F	Eletrodo Horizontal	12,3 Ω	12,2 Ω	-0.8
G	Haste Cobreada	410 Ω	408,8 Ω	-0.3
H	Haste Cantoneira	1095 Ω	1100,5 Ω	0.5

Os arranjos descritos para os três estudos de caso desta seção serão novamente adotados no Capítulo 3 desta tese, de onde se poderá notar a direta correlação entre os métodos da carga e das correntes, proposto e discutido no próximo capítulo.

2.4. Aplicação do Método Oblíquo

A utilização de artifícios para minimizar a influência da resistência mútua na medição de arranjos de aterramento é, há algum tempo, bastante estudada. Em trabalhos recentes, realizados pelo grupo de pesquisa da UFMG, [33], [66], foi verificado o sucesso de aplicação da técnica denominada Método do Deslocamento Oblíquo (MDO), de forma que, nesta seção, o uso desta técnica será estudado como forma de aprimorar a aplicação do Método da Carga.

2.4.1. Influência da resistência mútua

Segundo [67]–[69], a representação de duas malhas de aterramento com acoplamento resistivo pode ser feita conforme o desenho do circuito mostrado na Figura 2.7. Se as malhas de aterramento forem hemisférios, ou puderem ser representadas por hemisférios equivalentes, as expressões para o cálculo das resistências próprias e mútua são,

$$R_a = \frac{\rho}{2\pi r_a}, \quad (2.1)$$

$$R_x = \frac{\rho}{2\pi r_x}, \quad (2.2)$$

$$R_M = \frac{\rho}{2\pi d}, \quad (2.3)$$

onde, R_a é a resistência de aterramento da malha auxiliar, R_x é a resistência de aterramento da malha de interesse, R_M é a resistência mútua entre a malha auxiliar e a malha de interesse, r_a e r_x são, respectivamente, os raios dos hemisférios equivalentes das malhas auxiliar e de interesse, ρ é a resistividade elétrica do solo e d é a distância entre o centro das malhas de aterramento.

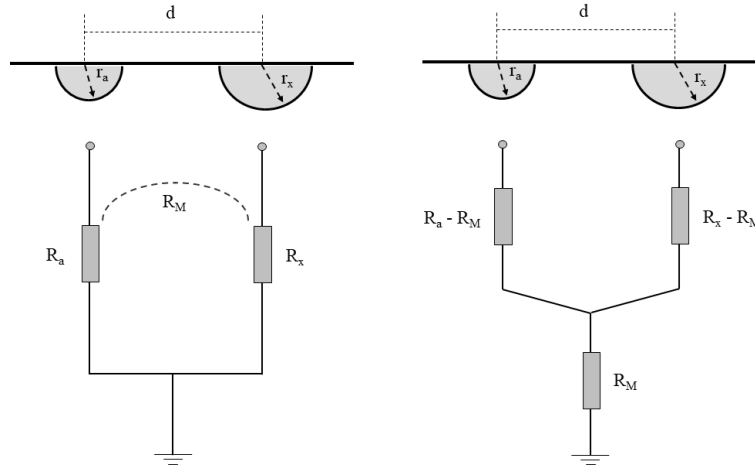


Figura 2.7. Circuito equivalente de duas malhas de aterramento com acoplamento resistivo.

Para verificar a influência da resistência mútua no arranjo de medição do método da carga, serão utilizados como suporte os arranjos apresentados na Figura 2.8. Deve-se observar que, a menos da adição da resistência mútua, R_M , no circuito, conforme modelo proposto em [67], os arranjos da Figura 2.8 são idênticos aos da Fig. 2 do artigo [62], apresentado na seção anterior.

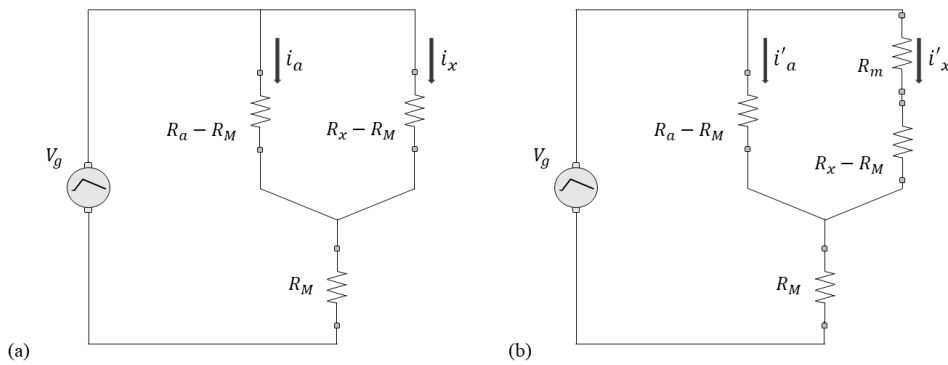


Figura 2.8. Representação com parâmetros concentrados do arranjo de medição com método da carga, considerando a resistência mútua entre as malhas. (a) sem R_m ; (b) com R_m .

Assim, tem-se a seguinte equação, ao resolver o circuito a partir do Método da Carga:

$$k = \frac{q_a}{q_x}, \quad (2.4a)$$

$$k' = \frac{q'_a}{q'_x}, \quad (2.4b)$$

$$R_x = R_m \left(\frac{k'}{k} - 1 \right)^{-1} + R_M. \quad (2.4c)$$

onde R_m é a resistência auxiliar de medição, e R_M é a resistência mútua entre a malha de aterramento de interesse e a malha de aterramento auxiliar.

Se for considerado que as malhas de aterramento possam ser representadas por hemisférios, ou, em outras palavras, que as curvas equipotenciais no solo, a uma determinada distância mínima da malha de aterramento de interesse, tenham sua forma abaulada e passem a se comportar como se o eletrodo de aterramento tivesse característica hemisférica, a resistência mútua pode ser considerada como sendo

$$R_M = \frac{\rho}{2\pi d} = \frac{cte}{d}, \quad (2.5)$$

onde d é a distância entre os centros dos hemisférios (ver Figura 2.7) e

$$cte = \frac{\rho}{2\pi}. \quad (2.6)$$

É importante observar que R_M se torna desprezível com o aumento da distância d entre os arranjos de aterramento, sendo o aumento desta distância, portanto, uma forma, ainda que onerosa, de se evitar os efeitos resistivos mútuos.

Assim, aplicando a equação (2.5) na equação (2.4), se pode obter

$$R_x = R_m \left(\frac{k'}{k} - 1 \right)^{-1} + \frac{cte}{d}. \quad (2.7)$$

Para solos homogêneos, isto é, solos onde não haja estratificação em camadas e a resistividade elétrica seja a mesma para toda a região de interesse, a determinação de cte é direta, mesmo que o valor da resistividade seja desconhecido, bastando que duas medições sejam realizadas, para diferentes valores de d , como será mostrado a seguir.

A Figura 2.9 e a Figura 2.10 apresentam a sequência de aplicação do método da carga em duas medições consecutivas da mesma malha de aterramento, onde a malha auxiliar de medição foi posicionada em distâncias diferentes, definidas como sendo d_1 e d_2 . As correntes em circulação pela malha de interesse e pela malha auxiliar, i_x e i_a , assim como as respectivas cargas, q_x e q_a , receberam o índice correspondente à distância de medição adotada. Neste contexto, i_{a_1} corresponde à corrente em circulação na haste auxiliar, posicionada à distância d_1 da malha sob testes; enquanto q'_{x_2}

corresponde à carga líquida fornecida ao ramo composto pela malha de interesse e o resistor de medição R_m , quando a haste auxiliar foi posicionada à distância d_2 da malha sob testes, por exemplo.

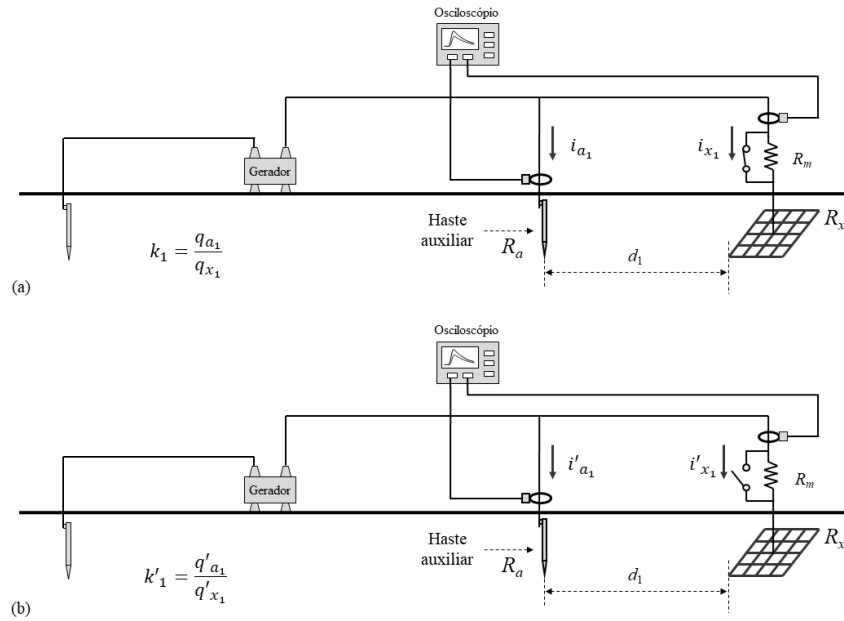


Figura 2.9. Aplicação do método oblíquo, medição com distância d_1 . (a) sem R_m ; (b) com R_m .

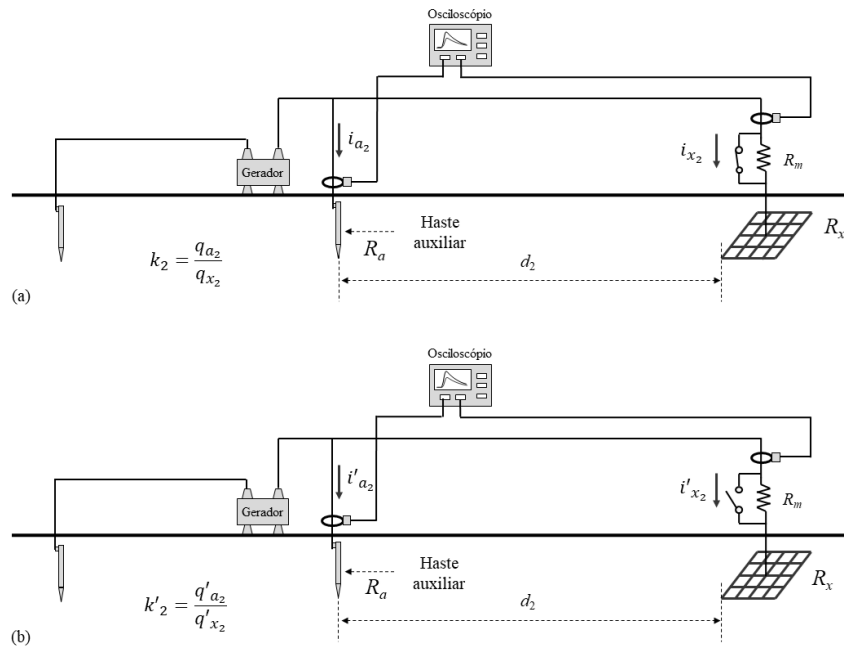


Figura 2.10. Aplicação do método oblíquo, medição com distância d_2 . (a) sem R_m ; (b) com R_m .

A resistência da malha sob testes, para cada medição, será, conforme a equação (2.7),

$$R_x = R_m \left(\frac{k'_1}{k_1} - 1 \right)^{-1} + \frac{cte}{d_1} = a + \frac{cte}{d_1}, \quad (2.8)$$

$$R_x = R_m \left(\frac{k'_2}{k_2} - 1 \right)^{-1} + \frac{cte}{d_2} = b + \frac{cte}{d_2}, \quad (2.9)$$

onde,

$$a = R_m \left(\frac{k'_1}{k_1} - 1 \right)^{-1}, \quad (2.10)$$

$$b = R_m \left(\frac{k'_2}{k_2} - 1 \right)^{-1}. \quad (2.11)$$

Resolvendo as equações (2.8) e (2.9) para *cte*, define-se

$$cte = \frac{b - a}{\frac{1}{d_1} - \frac{1}{d_2}}. \quad (2.12)$$

O valor da resistência do aterramento de interesse, R_x , pode então ser obtido aplicando a equação (2.12) na equação (2.8), ou, de forma equivalente, na equação (2.9),

$$R_x = \frac{d_2 b - d_1 a}{d_2 - d_1}. \quad (2.13)$$

Reescrevendo a equação (2.13), em função das equações (2.10) e (2.11), tem-se

$$R_x = R_m \frac{d_2 \left(\frac{k'_2}{k_2} - 1 \right)^{-1} - d_1 \left(\frac{k'_1}{k_1} - 1 \right)^{-1}}{d_2 - d_1}. \quad (2.14)$$

Vale lembrar que, para atingir a equação (2.14), partiu-se da premissa que o solo da região de interesse possui resistividade uniforme e que o arranjo de aterramento pode ser representado por um hemisfério equivalente. Entretanto, a condição de resistividade uniforme raramente se verifica na prática, e a resistividade aparente, isto é, a resistividade resultante da combinação das diferentes camadas de solo existentes na região de interesse, pode ser dependente da distância entre as malhas sob teste e auxiliar. Isso resultaria numa limitação de aplicação do Método Oblíquo.

A variação da resistividade aparente será maior com o aumento da distância entre os arranjos de aterramento, uma vez que os campos eletromagnéticos envolvidos na medição penetrarão mais profundamente o solo e, assim, perceberão maiores detalhes da estratificação existente. Para efeitos práticos, essa característica pode levar a limitações de aplicação do Método Oblíquo na medição de grandes malhas de aterramento. Em contrapartida, para medições em arranjos de aterramento de pequenas dimensões, acredita-se que este impacto seja reduzido. De fato, trabalhos que apresentam a aplicação do método em arranjos de aterramento de pequenas dimensões [33], [66], levaram a excelentes resultados. A definição do critério limite de validade de aplicação do método é de interesse

de pesquisas na área de medições de aterramento, sendo, também, de interesse no desenvolvimento da pesquisa associada ao método da carga.

2.4.2. Verificação da metodologia por meio de simulações

Para verificar a validade da equação (2.14), foram realizadas algumas simulações simplificadas, utilizando o *software* PSpice. A Figura 2.11 mostra o arranjo simulado.

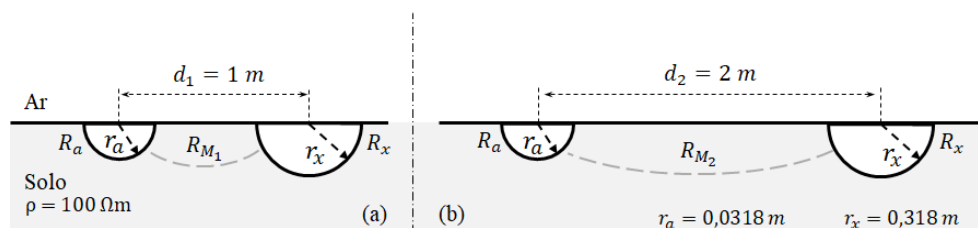


Figura 2.11. Representação das malhas hemisféricas adotadas na simulação. (a) distância entre malhas igual a 1 metro, (b) distância entre malhas igual a 2 metros.

Os arranjos tiveram as resistências próprias e mútua calculadas, conforme as equações (2.1), (2.2) e (2.3). A Tabela 2.3 apresenta os valores calculados.

TABELA 2.3. VALORES CALCULADOS PARA AS RESISTÊNCIAS PRÓPRIAS E MÚTUAS DOS ARRANJOS DA FIGURA 2.11.

Componente	Valor
R_x	$50 \, \Omega$
R_a	$500 \, \Omega$
R_{M_1}	$15,92 \, \Omega$
R_{M_2}	$7,96 \, \Omega$

A Figura 2.12 apresenta os arranjos simulados para o caso em que se utilizou a distância d_1 , enquanto que a Figura 2.13 apresenta os arranjos simulados para o caso em que se utilizou a distância d_2 . O resistor auxiliar de medição, R_m , adotado nas simulações, possui valor igual a $50 \, \Omega$.

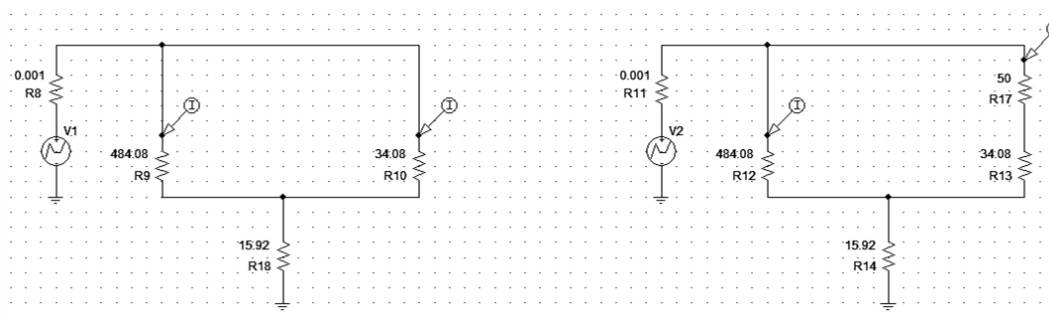


Figura 2.12. Arranjo para simulação do caso com separação d_1 entre os hemisférios.

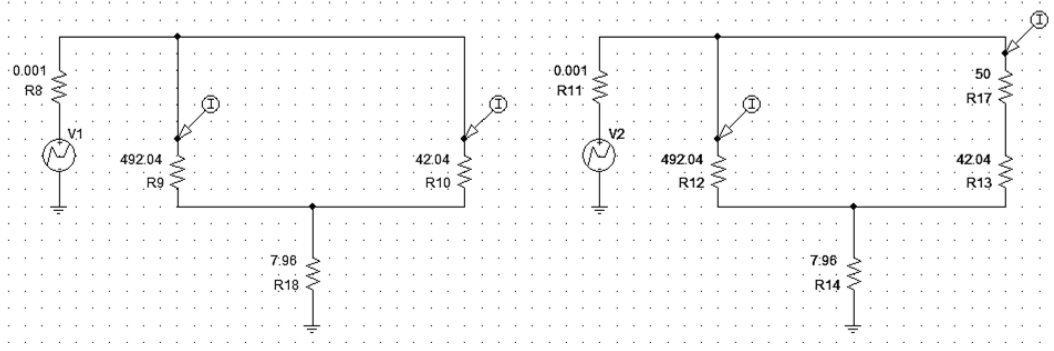


Figura 2.13. Arranjo para simulação do caso com separação d_2 entre os hemisférios.

A partir das simulações, foi possível obter as razões entre as cargas líquidas resultantes em cada ramo dos circuitos mostrados na Figura 2.12 e na Figura 2.13. Os valores obtidos são apresentados na Tabela 2.4.

TABELA 2.4. VALOR CALCULADO PARA A RAZÃO DAS CARGAS LÍQUIDAS DOS RAMOS DOS CIRCUITOS DA FIGURA 2.12 E DA FIGURA 2.13.

Constante	Valor
k_1	0,07040
k'_1	0,17369
k_2	0,08544
k'_2	0,18706

Aplicando os valores apresentados na Tabela 2.4 nas equações (2.10) e (2.11), se obtém

$$a = R_m \left(\frac{k'_1}{k_1} - 1 \right)^{-1} = 34,079 \, \Omega, \quad (2.15)$$

$$b = R_m \left(\frac{k'_2}{k_2} - 1 \right)^{-1} = 41,773 \, \Omega, \quad (2.16)$$

R_x pode então ser definido, com a aplicação de a e b na equação (2.13),

$$R_x = \frac{d_2 b - d_1 a}{d_2 - d_1} = \frac{2 * 41,773 - 1 * 34,079}{2 - 1} = 49,467 \, \Omega. \quad (2.17)$$

Como pode ser observado, a diferença entre o valor simulado e o valor exato é de aproximadamente 1%. Essa diferença não é esperada, mas pode ser atribuída, possivelmente, a erros numéricos contidos na simulação.

Para efeitos práticos, a equação que expressa o valor da resistência é idêntica à expressão utilizada no Método Oblíquo, de onde os valores a e b representam as resistências medidas para duas posições distintas da haste auxiliar de medição, aproximando o valor da resistência mútua por uma expressão que varia com o inverso da distância entre as malhas.

Os resultados obtidos na simulação permitiram verificar a aplicação da metodologia descrita. No entanto, ainda é necessário realizar a validação da mesma mediante a medições reais. Essas medições, além de possibilitar a validação da proposta, irão também comportar o estudo dos critérios e limites de aplicação da mesma, em particular na mitigação da influência da resistência mútua na medição de arranjos de aterramento com uso do método da carga. No Anexo B são descritos alguns detalhes da proposta de continuidade desta parte da pesquisa.

2.5. Influência de Correntes Espúrias no Solo

Na Seção VI do artigo transcrito, foi citado brevemente o fato de que as correntes a serem medidas, utilizando o método da carga, podem ser afetadas pela presença de correntes espúrias no solo, injetadas ou induzidas pelo sistema de potência. Conforme apresentado no artigo, uma das formas de se evitar o falseamento da resistência medida, em decorrência do cômputo dessas correntes espúrias, está na possibilidade de se utilizar sondas de medição de corrente com frequência de corte inferior acima da frequência das correntes indesejadas. Além disso, foi também mencionada a possibilidade de se aumentar a imunidade das correntes de interesse por meio da remoção de qualquer desvio c.c. das medições. Por exemplo, se a medição é realizada em 100 μ s, essa janela de medição representa apenas 0,6% de um ciclo de 60 Hz. Assim, correntes espúrias de 60 Hz apareceriam na forma de um deslocamento c.c. nas correntes medidas, e poderiam ser removidas no processamento dessas ondas.

Para o primeiro caso de mitigação proposto no artigo, a redução dos efeitos das correntes espúrias está diretamente relacionada à atenuação que estas sofreriam pelo próprio sistema de medição. Certamente essa abordagem é de fácil aplicação, mas requer ainda alguns estudos para se verificar quais os limites de influência em se atenuar parte de componentes de frequência da onda de interesse. Esse estudo permitirá definir um critério limite para a frequência de corte do sistema de medição, além de permitir também o estudo de formas de ondas mais favoráveis à aplicação dessa atenuação.

Para o segundo caso de mitigação proposto no artigo, a correção ocorre após a aquisição dos dados, com uma simples eliminação do deslocamento c.c. das correntes, através da remoção do valor médio dos pontos obtidos antes do instante de *trigger*. Note que a remoção do nível c.c. elimina automaticamente qualquer *offset* devido à interferência de baixa frequência que possa estar presente, além, claro, do *offset* geralmente introduzido pelo osciloscópio. Como forma de investigar essa possibilidade, foi usado um circuito (Figura 2.14) para testar, a partir de simulações feitas com o PSpice, essa teoria.

Na simulação, a corrente que circula através da resistência R_x (i_x) foi registrada duas vezes: em primeiro lugar, com a chave S aberta (simulação de referência), e em segundo lugar com a chave S fechada, isto é, injetando uma corrente na frequência do sistema de potência, 60 Hz, em R_x , para simular a condição de existência de uma parcela de corrente espúria no aterramento.

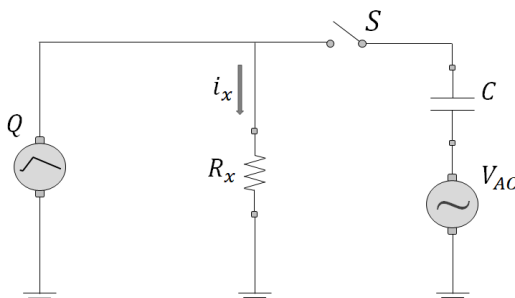


Figura 2.14. Circuito de testes da mitigação de interferências de baixa frequência.

A Figura 2.15 apresenta as curvas de corrente obtidas para as duas posições da chave S. Nesta figura pode ser visto claramente o deslocamento da corrente no caso em que S está fechada. Observe que as formas de onda também são ligeiramente diferentes devido à introdução do capacitor C. No entanto, como descrito no artigo [62], a presença do capacitor não altera a carga líquida que flui por R_x . A Tabela 2.5 mostra a carga líquida calculada para cada um dos três seguintes casos: (i) sem interferência de baixa frequência (IBF); (ii) com interferência de baixa frequência, mas com o *offset* removido; (iii) com interferência de baixa frequência e *offset* não removido.

TABELA 2.5. EFEITO DA REMOÇÃO DO *OFFSET* NA MITIGAÇÃO DE INTERFERÊNCIAS DE BAIXA FREQUÊNCIA (IBF).

Condição	Carga líquida
Sem IBF (referência)	14,30 μC
Com IBF, <i>offset</i> removido	14,50 μC
Com IBF, <i>offset</i> não removido	0,7377 μC

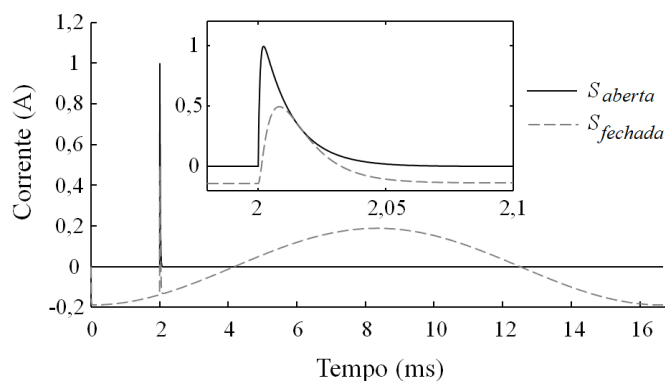


Figura 2.15. Ondas de correntes no circuito da Figura 2.14. Figura principal: Ciclo de 60 Hz com impulso de corrente típico daqueles utilizados em medição; Detalhe: Impulso aplicado em 2 μs , zoom com e sem *offset* gerado pela corrente espúria de 60 Hz.

Ao observar os resultados da carga líquida, apresentados na Tabela 2.5, fica claro que o valor da carga do caso em que a interferência de baixa frequência tenha sido removida, por meio da correção do *offset*, se aproxima de maneira satisfatória do valor de referência calculado. Esse resultado suporta a hipótese de que a remoção do *offset*, como forma de mitigação das interferências de baixa frequência, pode levar a bons resultados. No entanto, mesmo com a sustentação da hipótese a partir de dados simulados, esta deve ser investigada mediante a medições em ambiente controlado e também em campo, onde a existência de correntes espúrias possam representar parcela significativa das correntes de interesse. Vale observar, também, que a técnica de mitigação mencionada anteriormente pode ser utilizada de forma complementar a esta.

Outra interessante forma de mitigar os efeitos provocados pela presença de correntes espúrias provenientes de fontes senoidais, como as introduzidas pelo sistema de potência, por exemplo, está na possibilidade de medição de uma janela de tempo equivalente a um número inteiro de ciclos do sinal interferente. A carga líquida proveniente de uma excitação senoidal pura, em um número inteiro de ciclos, é igual a zero. Desta forma, a carga líquida computada da sobreposição do sinal de interesse e do sinal espúrio, será igual, apenas, à carga líquida do sinal de interesse. Essa abordagem também deverá ser verificada, juntamente ao estudo das demais técnicas mencionadas, como forma de adicionar robustez à medição de resistência através do Método da Carga.

No Anexo B desta tese são discutidas as propostas de continuidade que envolvam a validação experimental das metodologias propostas para mitigação de correntes indesejadas.

2.6. Medição com o Uso de LIA

Na revisão bibliográfica, apresentada no Capítulo 1 desta tese, foram citados alguns trabalhos [33], [49], [56], [66] onde um método inovador de medição de aterramento foi utilizado, baseado na aplicação de estruturas de propagação de ondas lentas. A esse tipo de estrutura foi atribuído o nome de Linha Infinita Artificial (LIA). No trabalho [49], foi relatado o uso das LIAs apenas no circuito de injeção de corrente no aterramento, enquanto que no trabalho [56] a LIA foi utilizada tanto no circuito de injeção de corrente quanto no circuito de medição de potencial. Em ambos os casos, o arranjo foi aplicado para se medir a impedância transitória do aterramento. Em [33] e [70], o método foi generalizado para que fosse possível, também, medir a resistência de aterramento.

A técnica de uso das estruturas de ondas lentas se viabiliza na possibilidade de substituição dos condutores singelos de grande comprimento, normalmente usados no circuito de corrente, pelas LIAs. Em razão de suas características construtivas, a velocidade de propagação nesse elemento é relativamente baixa. Com isso, a janela de tempo necessária para realizar a medição é conseguida com um circuito de corrente de comprimento significativamente menor [66].

Os conceitos de uso das estruturas de ondas lentas são de particular interesse para a aplicação do Método da Carga. Apesar de, neste trabalho, os conceitos de aplicação serem apenas teóricos, as duas subseções a seguir descrevem a forma como o novo método de medição pode incorporar os benefícios do uso de LIAs como forma de facilitar a medição de arranjos de aterramento. Uma representação idealizada para o arranjo de aplicação do Método da Carga com base no uso de LIAs é apresentada na Figura 2.26.

2.6.1. Uso de LIA no circuito de injeção de corrente

Como já mencionado no capítulo de introdução, a resposta de um arranjo de aterramento pode ser conhecida para uma infinidade de excitações: mecânica, térmica, sonora etc. Na área dos estudos elétricos, o interesse no aterramento está em conhecer a resposta deste quando solicitado por determinada forma de onda de corrente. Nesse caso, portanto, para se medir a resposta é necessário fazer circular pelo aterramento a corrente de interesse. Para isso, a forma historicamente encontrada foi estabelecer, entre dois pontos distintos, suficientemente distantes, conectados ao solo, uma diferença de potencial elétrico. Observe que, neste caso, um circuito de corrente auxiliar à medição, usado para que a “injeção” de corrente no aterramento ocorresse, precisou ser criado.

O circuito de injeção de corrente na malha de aterramento a ser medida carrega características bastante simples. Enquanto a necessidade de se determinar a resposta do aterramento estiver associada às solicitações de baixa frequência, um condutor singelo pode ser utilizado para conectar um dos terminais da fonte – responsável por estabelecer a diferença de potencial elétrico – à haste de terminação do circuito, cravada no solo. Nesse caso, a medição é obtida após o circuito entrar em regime permanente. No entanto, quando a necessidade de medição estiver associada às solicitações de correntes impulsivas, em particular aquelas com variação temporal rápida, o circuito pode apresentar algumas características distintas, e bastante interessantes para a medição. O mesmo circuito utilizado para as medições associadas às solicitações de baixas frequências pode ser adotado, também neste caso, bastando que os eventos transitórios no arranjo, como as reflexões da onda viajante ao encontrar a haste auxiliar de terminação do circuito, por exemplo, sejam minimizados, caso se possua interesse em parâmetros como a impedância transitória ou a GPR, por exemplo.

Assim, o fato da corrente de solicitação possuir variação temporal rápida faz com que o circuito auxiliar de medição não necessite, obrigatoriamente, de uma terminação aterrada. A corrente em circulação pelo aterramento será então estabelecida, nesse caso, enquanto o pulso eletromagnético se propagar pelo circuito. Desta forma, para que este circuito seja capaz de garantir a medição correta, o condutor singelo deverá ser suficientemente longo, de forma a garantir que o tempo de propagação da onda no condutor seja adequado para que toda a dinâmica associada à resposta do aterramento seja mensurada na janela de tempo disponível.

Fundamentado no conceito de ondas viajantes, descrito acima, o uso da LIA foi inicialmente proposto como circuito auxiliar para permitir a “injeção” de corrente no arranjo de aterramento a ser medido. A LIA é, nesse caso, um dispositivo capaz de substituir o condutor singelo, historicamente utilizado no circuito de corrente. Porém, esse dispositivo carrega a vantagem de ser construído como uma estrutura de propagação de ondas lentas, o que faz com que a janela de tempo disponível para a medição seja aumentada enormemente, mesmo com o uso de pequenos comprimentos de LIAs. Quando comparada à técnica convencional, i.e., o uso de condutores singelos no circuito de corrente, a LIA pode ter comprimentos até 100 vezes menores, para o mesmo tempo de propagação.

Como mencionado anteriormente, o uso de LIAs no circuito de injeção de corrente, tanto para arranjos de medição da impedância de aterramento [49] quanto para a medição da resistência [33], foi bastante testado, registrando excelentes resultados para medições de hastes verticais de aterramento e eletrodos horizontais.

Para o Método da Carga, o uso da LIA no circuito de injeção de corrente requer algumas considerações. Como mostrado no artigo [62], o ramo de retorno de corrente (ou, de forma mais direta, a impedância do ramo de retorno de corrente) não influencia na distribuição da carga líquida nos ramos de interesse, desde que o acoplamento resistivo mútuo entre os aterramentos tenha sido devidamente evitado. Nesse sentido, tem-se que a substituição do condutor singelo terminado em uma haste, conforme proposto originalmente no método, poderá ser feita por um conjunto de LIAs, sem quaisquer perdas nas vantagens de aplicação do método. No entanto, para que isso seja possível, ainda é necessário verificar se o uso das LIAs é capaz de promover a redução da resistência mútua entre os circuitos.

Lima descreve, em seu trabalho [66], que até o momento em que a onda em propagação pela LIA não encontra a terminação aterrada da mesma, o acoplamento resistivo mútuo não existirá. De fato, as evidências experimentais obtidas até o presente momento parecem convergir para essa afirmação. Entretanto, os campos eletromagnéticos associados à propagação da onda de corrente poderão resultar em um acoplamento resistivo, enquanto estes estiverem ainda na região próxima ao eletrodo de aterramento sob testes, podendo falsear as medições. É importante destacar que este acoplamento também pode ocorrer para condutores singelos, por exemplo, enquanto o campo em propagação por estes estiver na região próxima ao aterramento.

A investigação da viabilidade do uso de LIAs no circuito de injeção de corrente, por meio de medições, é parte necessária para sustentar a proposição teórica de aplicação ao método da carga. Uma breve discussão acerca desta investigação está também definida no Anexo B deste texto.

2.6.2. Uso de LIA no circuito auxiliar de medição

Em [62], duas variações do Método da Carga foram apresentadas, denominadas de método básico e método aprimorado. Para a primeira variação, como discutido no artigo, o arranjo auxiliar de medição deve possuir valor de resistência conhecida, enquanto que, para a segunda variação, o valor da resistência do arranjo auxiliar é indiferente para a aplicação do método. Essa característica do método aprimorado é bastante interessante, e pode ser explorada para viabilizar o uso de LIAs no circuito auxiliar, como apresentado a seguir.

É importante observar que, para aplicação do Método da Carga, como originalmente proposto, o circuito auxiliar de medição é colocado em paralelo ao arranjo de aterramento sob teste. Esse circuito é composto por um condutor singelo terminado em um arranjo de aterramento auxiliar (por exemplo, uma haste curta, como aquelas usadas em medições). O circuito auxiliar coleta parte da corrente injetada pela fonte e permite que essa corrente se propague até a haste, disposta suficientemente distante do aterramento sob teste para evitar o acoplamento entre eles. A carga líquida que irá circular pelo arranjo auxiliar dependerá, nesse caso, das perdas no condutor por onde a onda se propaga e da resistência do aterramento auxiliar usado na terminação do condutor do circuito. Desta forma, é possível estabelecer uma relação análoga à do circuito de injeção de corrente, e, com base nos mesmos conceitos discutidos na seção anterior, supor que seja possível substituir o circuito auxiliar pelo mesmo mecanismo de propagação de ondas lentas.

Para que o uso das LIAs no circuito auxiliar de medição seja possível, algumas considerações se fazem importantes: *i)* é necessário que a LIA possua resposta linear à excitação de corrente utilizada nas medições, *ii)* a quantidade de carga drenada pela LIA precisa ser adequadamente mensurada, isto é, a corrente em circulação pela LIA precisa ter amplitude tal que possa ser medida com o instrumental disponível, e *iii)* é necessário que os eventos transitórios que possam haver, tanto no aterramento quanto na própria LIA, durante a propagação da corrente, se encerrem dentro da janela de medição.

Observe que, para que a consideração *iii* se verifique, a corrente injetada no circuito precisa retornar a zero no ponto de observação. No caso do uso de LIAs, isso pode ser obtido antes que a onda encontre a terminação oposta, ou após o fim do transitório imposto pela terminação do circuito. No primeiro caso, a LIA é percebida como uma resistência de valor igual à sua impedância de surto. No segundo caso, a LIA é percebida como um curto circuito, e o arranjo de aterramento auxiliar é que determinará a carga líquida drenada pelo circuito auxiliar. A rigor, as perdas na LIA também terão participação na carga líquida drenada, ainda que estas sejam muito menores que a resistência do aterramento auxiliar.

Para simular a condição de uso de LIAs no circuito auxiliar de medição, um arranjo foi montado em uma bancada. Nesse arranjo a LIA foi simulada por meio da utilização de bobinas de cabos coaxiais, permitindo o estudo dos fenômenos de ondas viajantes de forma compacta e com maior

controle do que com o uso direto de LIAs. A finalidade dos resultados é a compreensão dos fenômenos e particularidades da medição, sendo estas, portanto, apenas medições preliminares de suporte à hipótese proposta nesta tese. A Figura 2.16 apresenta o arranjo de medição utilizado.

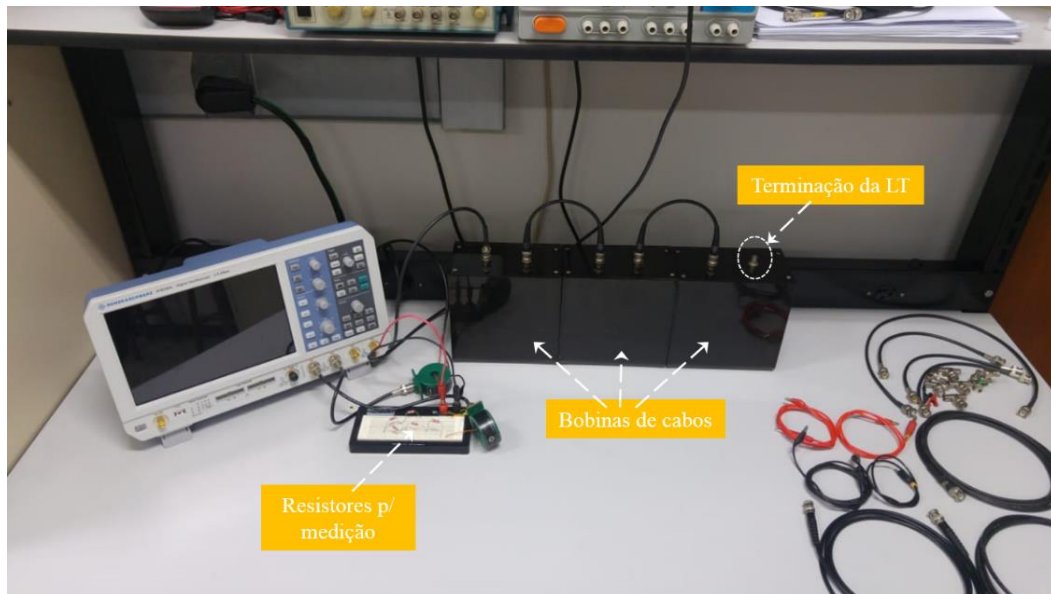


Figura 2.16. Arranjo de medição utilizado na verificação da proposta do uso de LIAs no circuito auxiliar de medição.

Na Figura 2.16 é possível ver, em destaque, alguns dos componentes adotados nas simulações em bancada. Os resistores fixados na *protoboard* foram utilizados para a simulação da resistência do arranjo de aterramento a ser medido. As bobinas de cabos coaxiais, que compõem um kit didático para aulas de ondas viajantes, produzido na UFMG, simulam uma linha de transmissão com $Z_s = 50 \Omega$ e 60 m de comprimento, cuja terminação é variada para se verificar diferentes configurações de montagem do circuito auxiliar de medição.

Duas sondas de corrente, marca Pearson, modelo 4100, com faixa de passagem de 140 Hz à 35 MHz, foram utilizadas para medir a corrente em circulação pelo ramo do resistor de interesse, R_x , e pelo ramo auxiliar de medição, R_a . As sondas de corrente foram conectadas a um osciloscópio da marca Rhode & Schwarz, modelo RTB2004. Os valores de referência para os resistores utilizados, R_x , R_a e para o resistor de medição, R_m , assim como os valores das perdas no núcleo e na blindagem do cabo coaxial, R_{cn} e R_{cb} , respectivamente, foram obtidos com um multímetro Fluke, modelo 175. Estes valores estão descritos na Tabela 2.6. Para excitação do circuito, foi utilizado um gerador de forma de onda arbitrária da marca Tektronix, modelo AFG1022.

Cinco diferentes casos foram analisados, considerando a possibilidade de simular as diferentes condições de terminação da linha de transmissão (LT) que representa a LIA. Os Casos 1 e 2

apresentam a condição de terminação da linha de transmissão em aberto. Os Casos 3 e 4 correspondem à condição onde um resistor R_a foi inserido na terminação da linha. O Caso 5, por sua vez, representa a condição em que a linha de transmissão é terminada em um curto circuito.

TABELA 2.6. VALORES DE REFERÊNCIA MEDIDOS PARA OS RESISTORES UTILIZADOS NA MONTAGEM EM BANCADA.

Componente	Descrição	Valor (Ω)
R_x	Resistor de interesse	21,8
R_m	Resistor de medição	21,8
R_a	$R_a = Z_s$	50,1
	$R_a \neq Z_s$	21,8
R_{cn}	Resistência do núcleo do coaxial	2,5
R_{cb}	Resistência da blindagem do coaxial	1,8

Para o Caso 1, a janela de medição leva em consideração o tempo necessário para que o pulso aplicado no arranjo não encontre a terminação da linha e retorne ao ponto de medição. Já para o Caso 2, a janela de medição leva em consideração o tempo suficiente para que a dinâmica inserida pela onda viajante, ao encontrar a terminação da linha, se encerre. Para o Caso 3, o resistor R_a foi escolhido com o mesmo valor da impedância de surto do arranjo de cabos coaxiais, representando, portanto, a condição de casamento da linha de transmissão em sua terminação oposta. Para o Caso 4, o resistor R_a possui um valor de resistência qualquer, que representa o caso onde a terminação da linha esteja aterrada em uma haste com valor de resistência desconhecida. Os resultados obtidos para cada um dos casos descritos são apresentados nas subseções a seguir.

2.6.2.1. Caso 1 - Terminação da LT em aberto: pulso de corrente de curta duração

A primeira condição analisada se baseia na hipótese de que é possível utilizar uma onda de corrente suficientemente rápida na medição, de forma que toda a dinâmica do aterramento possa ser medida antes que a onda viajante encontre a terminação oposta da LT.

A Figura 2.18 apresenta as formas de onda de corrente medidas e as curvas das cargas líquidas obtidas, para a utilização de um pulso de corrente extremamente curto. A Figura 2.17 mostra o diagrama representativo para o arranjo sob medição. É importante observar que, nesse caso, a terminação do arranjo de cabos coaxiais foi mantida em aberto.

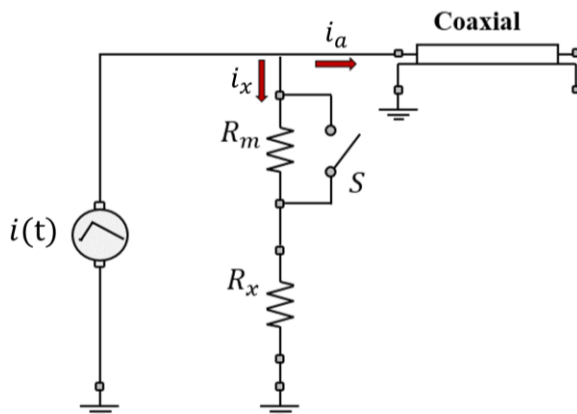


Figura 2.17. Diagrama esquemático do arranjo de medição utilizado no Caso 1 e no Caso 2.

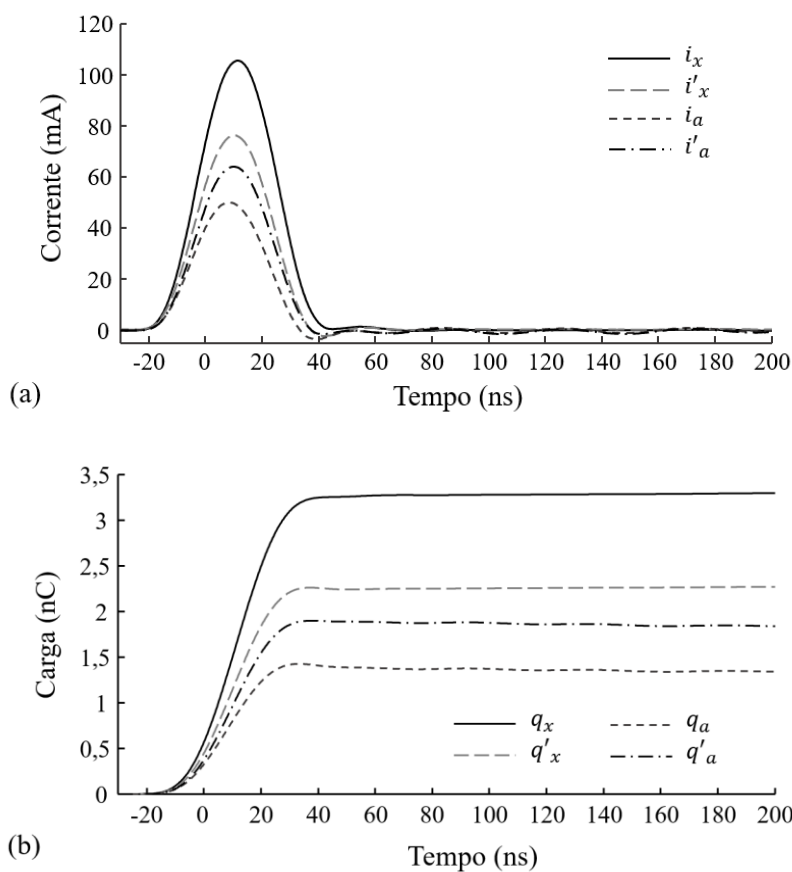


Figura 2.18. Curvas medidas para o arranjo do Caso 1; (a) correntes, (b) cargas.

Após aplicar o Método da Carga aprimorado, o valor obtido para o resistor de interesse, R_x , foi de $22,0 \, \Omega$, cujo valor difere em menos de 1% do valor de referência. Ao aplicar a Equação (8), proposta no artigo [62], o valor obtido para R_a foi de $54,2 \, \Omega$. Esses valores evidenciam que o arranjo de cabos coaxiais se comporta, durante a janela de medição, como um resistor comum, de valor aproximadamente igual à impedância de surto da LT.

Uma grande vantagem da aplicação prática do arranjo representado pelo Caso 1 está no fato de que, além de simplificar a montagem, reduzindo o tempo necessário de medição, este arranjo não permite que haja corrente de condução fluindo da LIA para o solo, visto que a onda em propagação pela LIA encontrará a terminação não aterrada. Segundo a consideração anteriormente citada, extraída do trabalho de Lima [66], essa característica é capaz de eliminar a resistência mútua. Entretanto, assim como mencionado na seção de discussão do uso da LIA no circuito de injeção de corrente, a necessidade de se verificar a influência do acoplamento dos campos eletromagnéticos associados à onda viajante, enquanto estes estão sob influência da região próxima àquela do aterramento sob testes, se faz presente também para este caso.

2.6.2.2. Caso 2 - Terminação da LT em aberto: pulso de corrente de longa duração

O segundo estudo de caso analisado se fundamenta na utilização de uma LT terminada em aberto, assim como no caso anterior. Entretanto, para o Caso 2 foi utilizado um pulso de corrente com tempo de duração maior do que dois tempos de trânsito do arranjo de cabos coaxiais. A Figura 2.17 apresenta um desenho esquemático do arranjo adotado.

A Figura 2.19 exibe as curvas de corrente e de carga medidas nos ramos do circuito do Caso 2.

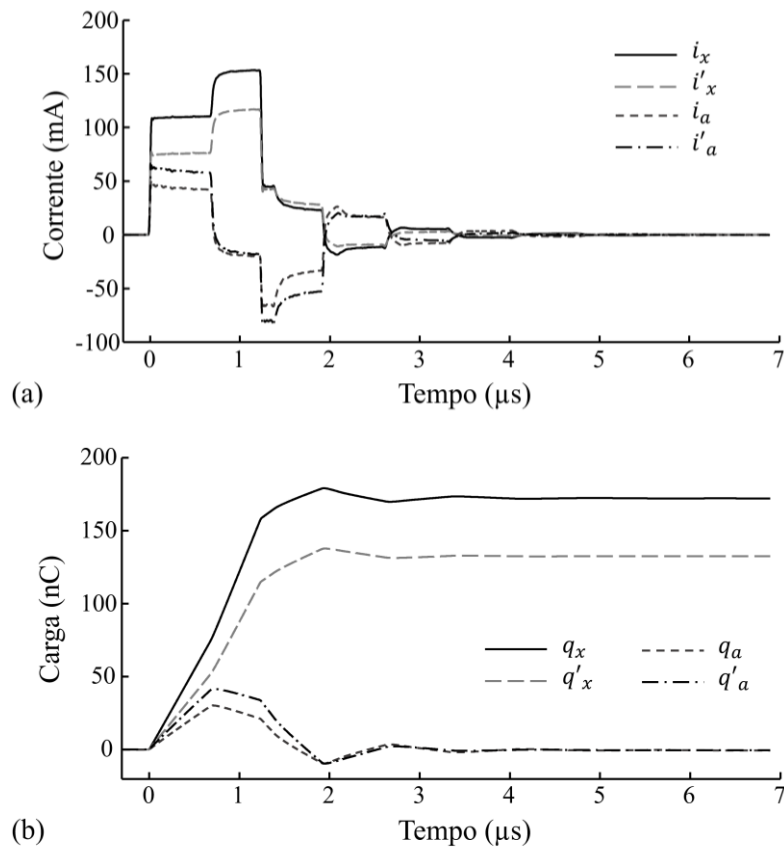


Figura 2.19. Curvas medidas para o arranjo do Caso 2; (a) correntes, (b) cargas.

Como esperado, a carga líquida no ramo composto pelo cabo coaxial com terminação aberta é igual a zero. Fica evidente, portanto, que para casos de aplicação prática do método, o uso de LIA com terminação em aberto só é possível para pulsos curtos, isto é, que se encerrem antes da ocorrência de dois tempos de trânsito da LIA. Na Figura 2.19(a), é possível notar essa restrição, uma vez que a proporção entre as curvas de corrente medidas só é mantida até 700 ns, que equivale a aproximadamente duas vezes o tempo de trânsito do arranjo de cabos coaxiais utilizados na montagem.

2.6.2.3. Caso 3 - Terminação da LT em $R_a = Z_s$

O terceiro arranjo avaliado se baseia na utilização de uma LT com terminação casada, isto é, o resistor R_a , utilizado na terminação do arranjo de cabos coaxiais, possui valor aproximadamente igual à impedância de surto, Z_s , do cabo. A Figura 2.20 apresenta um desenho esquemático do arranjo utilizado.

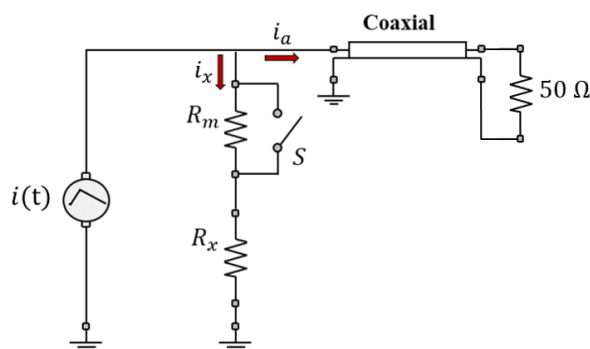
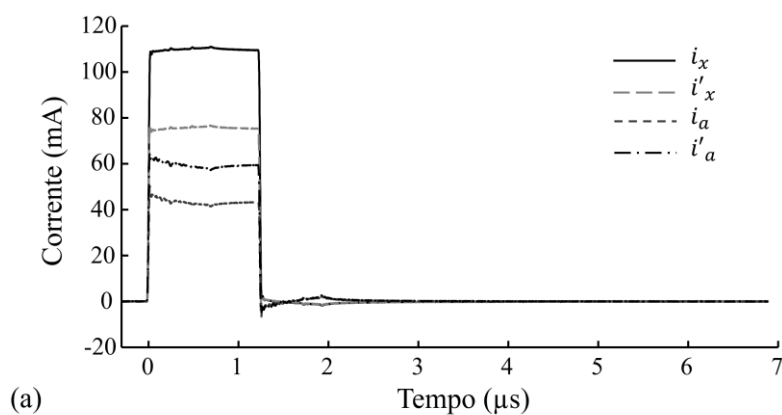


Figura 2.20. Diagrama esquemático do arranjo de medição utilizado no Caso 3.



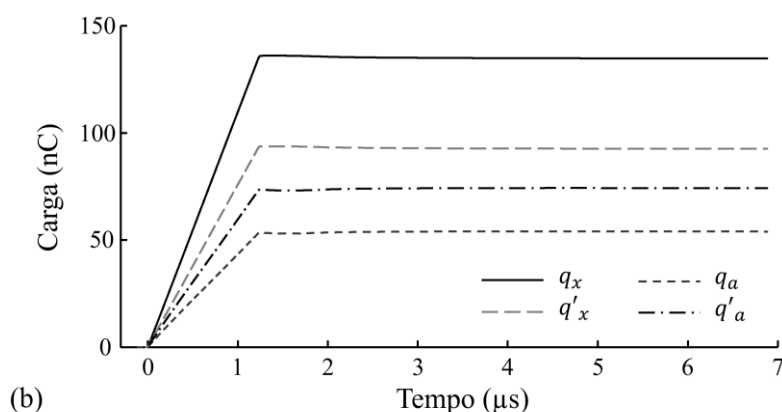


Figura 2.21. Curvas medidas para o arranjo do Caso 3; (a) correntes, (b) cargas.

A Figura 2.21 exhibe as formas de onda de corrente medidas e as curvas das cargas líquidas obtidas, para a utilização de um pulso de corrente com tempo de duração maior que duas vezes o tempo de trânsito do arranjo de cabos coaxiais. É possível observar que o casamento de impedância não pôde ser realizado com perfeição, uma vez que são notáveis os pontos de inflexão nas curvas de corrente medidas. Ressalta-se, porém, que os efeitos introduzidos pela diferença no casamento são mínimos, e podem ser desconsiderados para a análise pretendida nesta seção.

O valor obtido para o resistor de interesse, R_x , após se aplicar o Método da Carga aprimorado, foi de $21,7 \, \Omega$. Como pode ser observado, esse valor difere em menos de 1% do valor de referência. A partir da Equação (8), proposta no artigo [62], o valor obtido para R_a foi de $54,5 \, \Omega$. Esses valores evidenciam que o arranjo de cabos coaxiais se comporta, durante a janela de medição usada no Caso 3, como um curto circuito. Ressalta-se, entretanto, que o valor obtido para R_a não leva em consideração apenas o valor nominal do resistor utilizado, mas também as perdas existentes no cabo coaxial, expressas essencialmente por meio das resistências do núcleo e da blindagem do arranjo de cabos. Os valores para essas resistências são mostrados na Tabela 2.6.

2.6.2.4. Caso 4 – Terminação da LT em $R_a \neq Z_s$

O quarto arranjo avaliado se baseia no uso de uma LT terminada em um resistor com valor diferente de Z_s . Fazendo uma analogia do uso de LIAs com o arranjo do Caso 4, tem-se que esse caso representa a condição onde o conjunto de LIAs é terminado em uma malha auxiliar de medição, seja esta uma haste simples, ou mesmo uma malha já existente, sem que se tenha realizado qualquer casamento de impedâncias na terminação. A Figura 2.22 apresenta um desenho esquemático do arranjo utilizado.

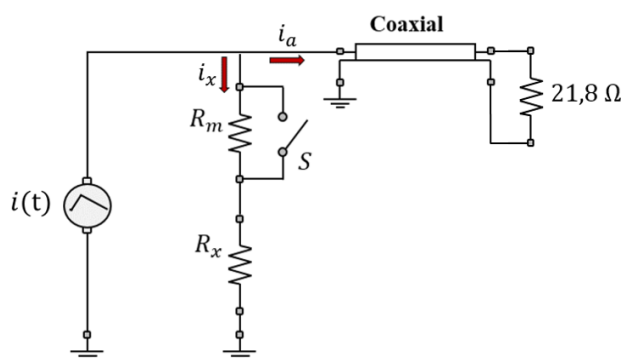


Figura 2.22. Diagrama esquemático do arranjo de medição utilizado no Caso 4.

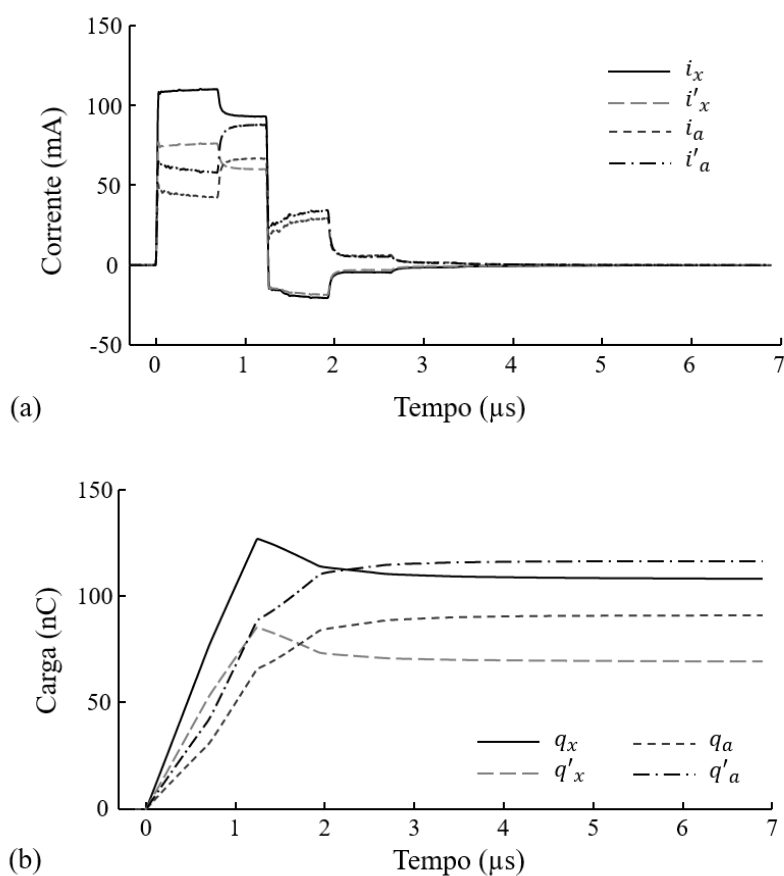


Figura 2.23. Curvas medidas para o arranjo do Caso 4; (a) correntes, (b) cargas.

A Figura 2.23 exhibe, assim como nos casos anteriores, as formas de onda de corrente medidas e as curvas das cargas líquidas obtidas, para a utilização de um pulso de corrente com tempo de duração maior que duas vezes o tempo de trânsito do arranjo de cabos coaxiais.

Os valores medidos para R_x e R_a foram, respectivamente, 21,9 Ω e 26,0 Ω . Para o caso de R_x , a diferença para o valor de referência foi de 0,1 Ω , ou aproximadamente 0,5% maior que o valor medido com o multímetro. Com relação ao resistor R_a , a diferença para o valor adotado como

referência foi de $-0,1 \Omega$, considerando as perdas no arranjo de cabos coaxiais, o que representa um valor obtido pelo método 0,4% menor que o valor medido com multímetro.

2.6.2.5. Caso 5 - Terminação da LT em $R_a = 0$

O último caso analisado utilizou o arranjo de cabos coaxiais terminado em um curto circuito. Um desenho deste arranjo pode ser visualizado na Figura 2.24. Esse caso é apenas teórico, pois seria impossível obter uma resistência igual a zero para a terminação aterrada de uma LIA. No entanto, esse caso permite compreender melhor duas relevantes informações: *i)* verificar as perdas no arranjo de cabos coaxiais, cujos valores medidos com multímetro foram apresentados na Tabela 2.6, R_{cn} e R_{cb} , e *ii)* propor uma forma de contornar a diferença de amplitude de ondas de corrente medidas, quando a malha auxiliar a ser usada possuir valor de resistência muito menor que o arranjo sob teste.

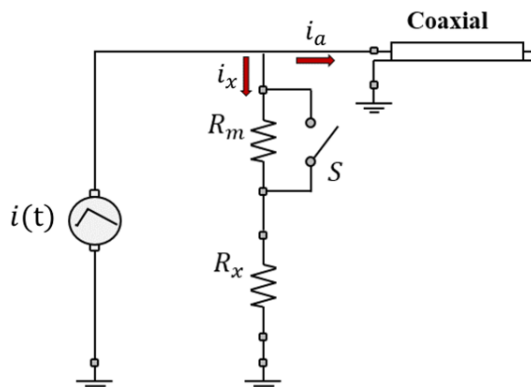
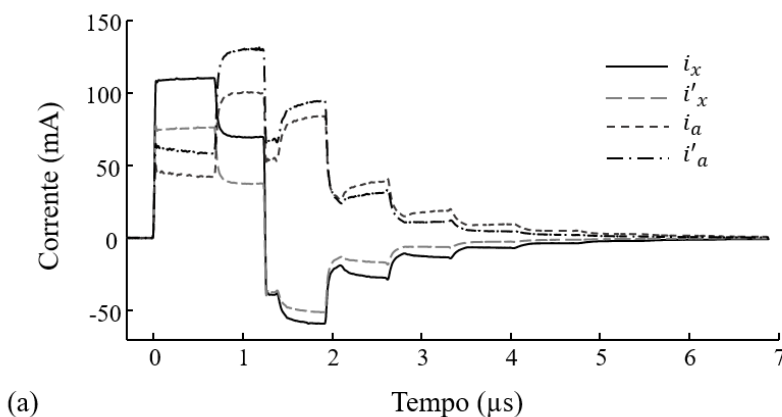


Figura 2.24. Diagrama esquemático do arranjo de medição utilizado no Caso 5.



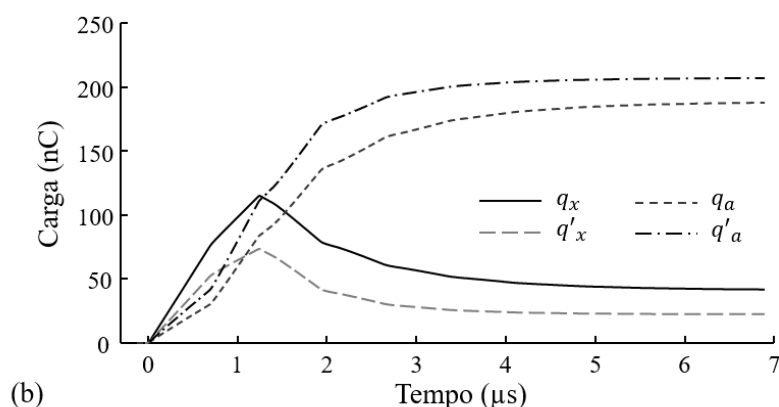


Figura 2.25. Curvas medidas para o arranjo do Caso 5; (a) correntes, (b) cargas.

Na Figura 2.25 são mostradas as formas de onda das correntes e das cargas líquidas medidas. A duração do pulso de corrente aplicado foi o mesmo para os casos anteriores, com exceção do Caso 1.

Os valores obtidos, após aplicação do Método da Carga, para R_x e R_a foram, respectivamente, 20,1 Ω e 4,41 Ω . Para o caso de R_x , a diferença para o valor de referência foi de -1,7 Ω , o que resulta em um valor aproximadamente 7% menor que o valor medido com o multímetro. Com relação ao resistor R_a , que nesse caso é composto apenas pelas perdas no arranjo de cabos coaxiais, a diferença para o valor adotado como referência ($R_{cn} + R_{cb}$) foi de 0,11 Ω , o que representa um valor 2,5% maior que o valor medido com multímetro.

Esse resultado é particularmente interessante, apesar de levar a desvios dos valores previstos maiores que nos demais casos. Mesmo se tratando ainda de resultados preliminares, é possível tirar algumas conclusões relevantes, como por exemplo o fato de que a corrente a ser medida em R_x não apresenta, necessariamente, baixa amplitude para a contabilização das cargas, uma vez que o transitório durante a propagação das ondas na LT garante que correntes se estabeleçam com amplitudes razoáveis à medição, em ambos os ramos.

Como demonstrado em [62], a aplicação do Método da Carga requer que seja obtida a razão entre as cargas líquidas nos ramos do circuito mostrado na Figura 2.24. Nesse sentido, a terminação em curto se mostraria um impeditivo à aplicação do método, uma vez que toda a carga seria drenada apenas pelo ramo em curto. Entretanto, como na LIA ou em sua terminação aterrada sempre haverá alguma perda, uma parcela da carga líquida injetada pela fonte sempre retornará pelo ramo de interesse, permitindo que o método da carga seja aplicado. De forma complementar, caso a resistência da malha auxiliar de medição seja excessivamente baixa, de forma a gerar um impeditivo para a medição, é possível adicionar um resistor em série com o ramo do circuito auxiliar. O valor de resistência adicionado permitirá obter uma melhor distribuição das correntes e não afetará o

resultado final da medição, uma vez que o Método da Carga aprimorado é indiferente ao valor de resistência do ramo auxiliar.

2.6.2.6. Síntese dos resultados experimentais

Para sintetizar os valores medidos em cada um dos casos, a Tabela 2.7 foi gerada. Nela são descritos os valores medidos com o método da carga para o resistor R_x adotado no circuito.

TABELA 2.7. SÍNTESE DOS RESULTADOS OBTIDOS PARA R_x .

Caso	Tipo de Terminação	Duração do Pulso de Corrente	Valor de Referência	Método da Carga	Diff. (%)
1	$R_a = \infty$	60,0 ns	21,8 Ω	22,0 Ω	0,9
2		-		-	
3	$R_a = Z_s$	1,25 μ s		21,7 Ω	-0,5
4	$R_a \neq Z_s$			21,9 Ω	0,5
5	$R_a = 0$			20,1 Ω	-7,8

Como mostrado na Tabela 2.7, para todos os casos onde o método da carga foi aplicado, (Casos 1, 3-5), o valor do resistor R_x pôde ser definido com razoável exatidão. Esses resultados, ainda que preliminares, sustentam a hipótese de que o uso de LIAs no circuito auxiliar pode complementar o método da carga e reduzir o comprimento dos circuitos necessários para a medição. A validação experimental dessa proposição é ainda necessária, e é abordada no Anexo B como uma das propostas de continuidade desta tese.

2.6.3. Proposta de arranjo de aplicação do Método da Carga com uso de LIAs

A Figura 2.26 ilustra uma das configurações possíveis de aplicação do Método da Carga com o uso de LIAs, tanto no circuito de injeção de corrente quanto no circuito auxiliar de medição. Se a hipótese proposta se verificar aplicável, essa configuração representa um arranjo extremamente compacto para a medição de resistência de aterramento.

Observe que a terminação de ambas as LIAs não precisa estar necessariamente aterrada, caso o tempo de propagação nestas seja suficiente para se medir toda a dinâmica do arranjo de aterramento sob testes, antes que o pulso de corrente encontre a terminação e retorne ao ponto de medição. Nesse sentido, a adequação do tempo de propagação nas LIAs dependerá de características construtivas: comprimento, diâmetro, número de voltas do condutor etc.; e da disposição destas no arranjo: altura com relação ao solo, se disposta na horizontal ou vertical etc. Além disso, como já discutido anteriormente, é necessário verificar se o acoplamento dos campos eletromagnéticos associados à

propagação da onda na LIA, em regiões próximas ao eletrodo de aterramento sob testes, pode ser responsável pelo falseamento da medição, subestimando a resistência medida.

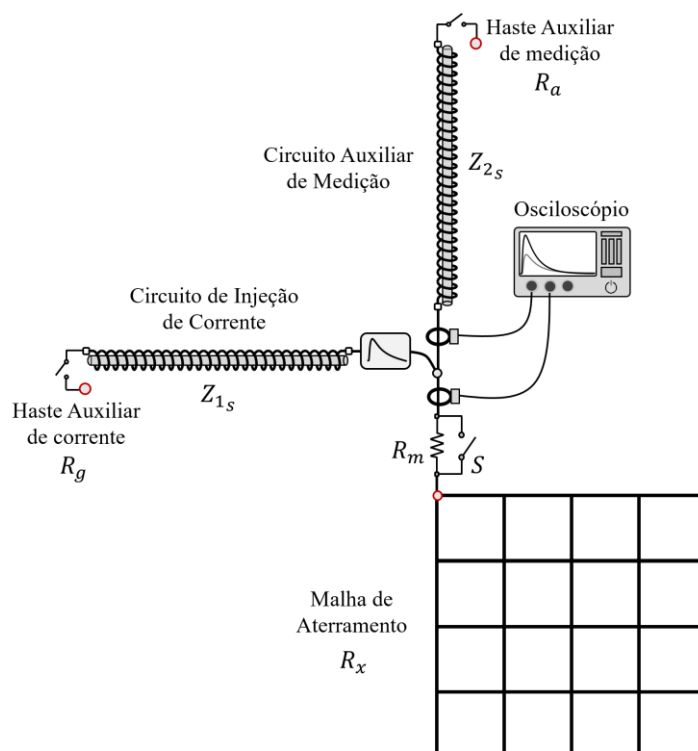


Figura 2.26. Proposta de arranjo de medição utilizando o Método da Carga e LIAs.

Caso a dinâmica do arranjo de aterramento sob testes seja excessivamente lenta, de forma que não seja viável utilizar a terminação das LIAs em aberto, a haste de medição utilizada na terminação deverá ser adotada. Nesse caso, algumas considerações adicionais devem ser verificadas. A distância das hastes de terminação das LIAs ao arranjo de aterramento sob teste deverá ser suficientemente grande para se evitar os efeitos introduzidos pelo acoplamento resistivo mútuo. Adicionalmente, como haverá uma dinâmica transitória, introduzida pela terminação das LIAs, é necessário verificar se estas continuam a ser o mecanismo mais vantajoso nesse caso, uma vez que os efeitos transitórios se mostram muito mais lentos nestas quando comparado ao uso de condutores singelos, e, para que a medição seja corretamente realizada, os efeitos transitórios introduzidos pela terminação devem cessar durante a janela de tempo da medição.

Ainda com relação ao circuito da Figura 2.26, vale destacar que qualquer dos circuitos, auxiliar de medição ou de injeção de corrente, pode ser substituído pelo arranjo convencional com condutor singelo, sem detrimento do uso do arranjo de LIAs no outro circuito, caso esta prática se mostre mais conveniente para a medição pretendida.

O uso de LIAs nos circuitos auxiliares à medição de aterramentos usando o Método da Carga é ainda um campo de pesquisa em aberto, e as discussões apresentadas nesta seção correspondem a hipótese teóricas, sustentadas pela literatura e por resultados de medição em bancada. Verificar o comportamento do arranjo proposto sob as condições descritas é uma das propostas de continuidade desta tese. No Anexo B essa proposta é novamente mencionada, incluindo um resultado preliminar de medição em campo, que ajuda a sustentar a hipótese aqui apresentada.

2.7. Considerações Finais

Neste capítulo foi apresentado, discutido e validado um novo método de medição de arranjos de aterramento. O Método da Carga foi baseado em um teorema recentemente descrito, e permitiu a minimização de dificuldades intrínsecas às medições de resistência de aterramento que persistiam por várias décadas. O novo método foi avaliado por meio de medições com elementos concentrados e também em arranjos de aterramento reais. Os resultados obtidos e a discussão do novo método foram publicados em um periódico do IEEE e transcrito de forma integral para compor parte deste capítulo.

Novos resultados de medição com o Método da Carga foram obtidos, levando em consideração arranjos de aterramento com diferentes geometrias e uma grande variação de resistividades de solo. Os novos resultados expandem a validação já apresentada para o método, e evidenciam o potencial de aplicação do mesmo.

Adicionalmente, foram apresentados e discutidos alguns conceitos complementares ao novo método, que visam aprimorar ou facilitar a sua aplicação. Nesse sentido, foram discutidas formas de se reduzir a interferência de correntes espúrias no solo, e deixar, assim, a medição mais robusta. Foram discutidas também duas formas de se minimizar os efeitos de falseamento de medição da resistência provocados pelo acoplamento mútuo entre as hastes auxiliares e o eletrodo sob testes. A primeira dessas técnicas diz respeito à aplicação do método oblíquo, enquanto a segunda diz respeito ao uso de estruturas de ondas lentas, como as LIAs, por exemplo. Todos os aprimoramentos foram descritos de maneira teórica, e a validação dos mesmos compõe as propostas de continuidade desta tese.

III

UM NOVO MÉTODO PARA A MEDIÇÃO DA IMPEDÂNCIA DE ATERRAMENTO

3.1. Introdução

Neste capítulo, um novo método para a medição da impedância de arranjos de aterramento é proposto, discutido e validado. O método é baseado na corrente drenada pelo sistema de aterramento, quando solicitado por uma onda impulsiva. O método difere da imensa maioria dos demais métodos de medição de impedância de aterramento descritos na literatura por não necessitar de medições de potencial na superfície do solo, que são propensos às interferências devido a não homogeneidades do meio, à presença de corpos condutores enterrados e sujeitos a variações provocadas pela presença de correntes parasitas.

O método de medição de impedâncias pode ser compreendido como uma decorrência do Método da Carga, pois o núcleo conceitual deste se fundamenta no uso de um arranjo similar àquele apresentado na Seção 2.2. Entretanto, conceitualmente os métodos se distanciam sensivelmente, uma vez que as cargas líquidas não são computadas aqui e, portanto, não haverá a eliminação de quaisquer parcelas reativas presentes no arranjo sob medição.

3.2. O Método das Correntes

Assim como ocorre com o Método da Carga, o Método das Correntes pode ser compreendido mediante uma subdivisão em dois métodos distintos, o método básico e o método aprimorado, discutidos nas próximas subseções.

3.2.1. Método Básico

Para descrever o método básico, é possível utilizar o circuito apresentado na Figura 3.1.a, onde são observadas três diferentes impedâncias: Z_x , que corresponde à impedância do aterramento de interesse, Z_a , que corresponde à impedância do circuito auxiliar de medição, e Z_g , que corresponde à impedância do circuito de injeção de corrente, isto é, do circuito de referência do gerador. O circuito é alimentado por uma fonte de tensão v_g , que faz circular pelos ramos de Z_x e de Z_a duas correntes, i_x e i_a , respectivamente. O leitor perceberá que o circuito apresentado na Figura 3.1.a é o mesmo circuito da Fig. 2.a, apresentada no artigo [62], porém descrito com o uso das impedâncias de cada ramo. Nos circuitos da Figura 3.1 a existência da impedância mútua entre os sistemas de aterramento é considerada insignificante, o que pode ser obtido, na prática, pela observação de distâncias de separação adequadas (em geral, da ordem de 2 a 3 vezes a maior dimensão do aterramento sob testes).

A partir do circuito da Figura 3.1.a, pode-se definir que, para qualquer instante de tempo, a relação (3.1) é válida,

$$i_x(t) * z_x(t) = i_a(t) * z_a(t), \quad (3.1)$$

onde o operador ‘*’ denota a operação de convolução, e $z_x(t)$ e $z_a(t)$ denotam a resposta ao impulso dos sistemas de aterramento, ou seja, o equivalente, no domínio do tempo, das impedâncias Z_x e Z_a .

A solução da equação (3.1) para se determinar $z_x(t)$ é possível, mas computacionalmente custosa, devido à necessidade de se resolver as integrais de convolução e deconvolução. Por outro lado, a solução de (3.1) é de particular interesse para aplicação da metodologia discutida no Capítulo 4 desta tese, com a qual a solução se torna consideravelmente mais simples, se comparada com a solução direta, baseada nas integrais de convolução.

Entretanto, para fins de apresentação do método básico, será abordada a solução de (3.1) no domínio da frequência. Assim, com o uso da transformada de Laplace é possível reescrever,

$$I_x(s)Z_x(s) = I_a(s)Z_a(s), \quad (3.2)$$

resolvendo (3.2) para Z_x , tem-se,

$$Z_x(s) = \frac{I_a(s)}{I_x(s)} Z_a(s), \quad (3.3)$$

onde $I_a(s)$ e $I_x(s)$ são as correntes em circulação pelos ramos de Z_a e Z_x , respectivamente, no domínio de Laplace, e s é a frequência complexa ($j\omega$).

Como pode ser observado, para se determinar Z_x é necessário conhecer a impedância do ramo auxiliar Z_a , e a razão entre as correntes fornecidas aos ramos do aterramento de interesse e do circuito auxiliar de medição, no domínio da frequência.

Fica evidente, porém, que a aplicação do método básico é extremamente restrita, pois, conhecer a priori a impedância do aterramento auxiliar com todas as condições do momento da medição (umidade do solo, temperatura etc.) é improvável, a menos que esta tenha sido determinada instantes antes de seu uso. Porém, para contornar esse forte aspecto restritivo do método básico, o método aprimorado é apresentado na subseção a seguir.

3.2.2. Método Aprimorado

Para se medir a impedância do arranjo de aterramento de interesse, Z_x , sem que seja necessário o conhecimento prévio de Z_a , um resistor auxiliar R_m deve ser inserido no circuito, como mostra a Figura 3.1.b. Como o resistor é um elemento físico, facilmente mensurável, seu valor de resistência pode ser determinado com grande precisão. A chave S, mostrada na Figura 3.1.b, pode curto-circuitar o resistor R_m .

Assim como no Método da Carga aprimorado, duas medições sequenciais são necessárias. Na primeira medição a chave S é mantida fechada, enquanto na segunda medição a chave S é aberta. Define-se,

$$\alpha(s) = \frac{I_a(s)}{I_x(s)}, \quad (3.4)$$

$$\alpha'(s) = \frac{I'_a(s)}{I'_x(s)}, \quad (3.5)$$

como sendo a razão entre as correntes em circulação por Z_a e por Z_x , com a chave S fechada, $\alpha(s)$, e com a chave S aberta, $\alpha'(s)$, respectivamente. É possível mostrar que a impedância do arranjo de aterramento de interesse pode ser obtida por meio de (3.6),

$$Z_x(s) = R_m \left(\frac{\alpha'(s)}{\alpha(s)} - 1 \right)^{-1}. \quad (3.6)$$

A equação (3.6) evidencia que a impedância do arranjo de aterramento de interesse, Z_x , pode ser obtida diretamente da medição das correntes em circulação nos ramos de Z_x e de Z_a .

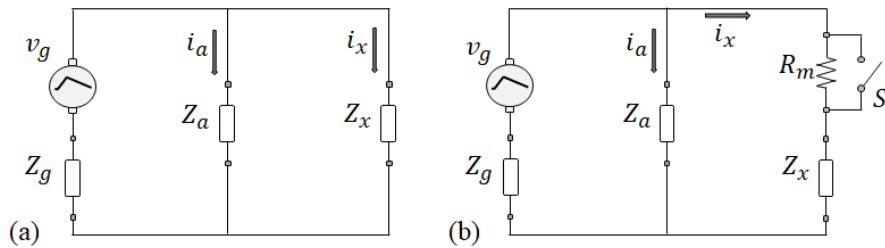


Figura 3.1. Diagrama de circuitos representativo do arranjo de medição da impedância de aterramento Z_x .
(a) Método básico; (b) Método aprimorado.

3.2.3. Verificação por meio de simulações

Para se verificar a aplicação do novo método de medição proposto, um arranjo de aterramento foi simulado, utilizando a Teoria de Linha de Transmissão [39], [41], [71]. O arranjo adotado é apresentado na Figura 3.2.

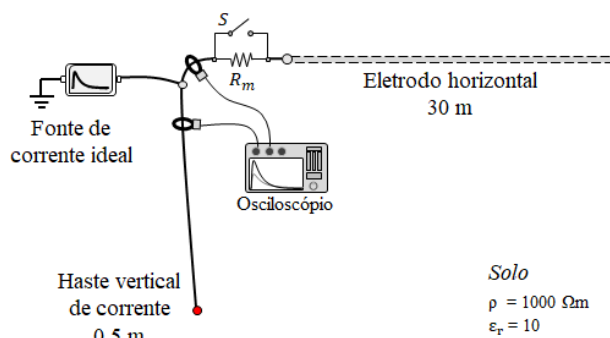


Figura 3.2. Representação do arranjo utilizado para simular a aplicação do Método das Correntes.

O arranjo de aterramento de interesse é composto por um eletrodo horizontal com 30 m de comprimento e diâmetro de 8,7 mm. O eletrodo foi simulado como estando enterrado a 0,5 m de profundidade em um solo uniforme com resistividade igual a 1000 $\Omega\cdot\text{m}$ e permissividade elétrica relativa igual a 10. Um segundo eletrodo de aterramento foi simulado, caracterizando o arranjo auxiliar de medição de corrente, necessário à aplicação do Método das Correntes. O arranjo auxiliar é composto por uma haste vertical de 0,5 m de comprimento e diâmetro de 8,7 mm. Os parâmetros de ambos os arranjos foram calculados com base no trabalho de Sunde [39], e inseridos no modelo de linha com perdas do *software* PSpice (Figura 3.3), conforme proposto em [72]. Os efeitos mútuos entre os arranjos foram desconsiderados na simulação. O valor do resistor auxiliar, R_m , foi de 100 Ω .

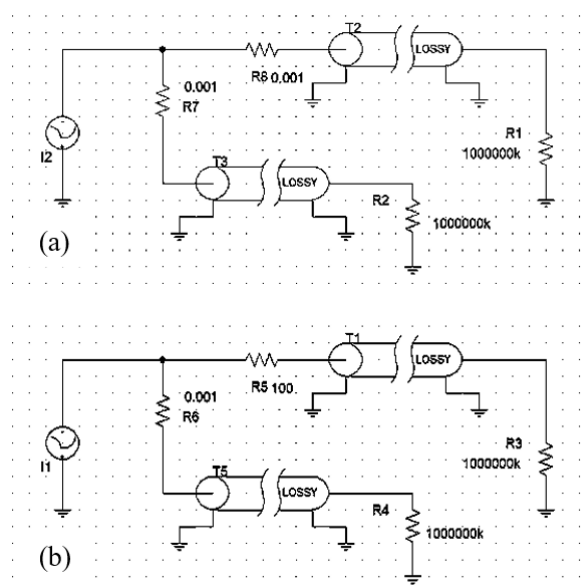


Figura 3.3. Arranjo de simulação usado no *software* PSpice: (a) simulação sem a presença de R_m ; (b) simulação com a presença de R_m .

Duas diferentes curvas foram adotadas para verificar a resposta do Método das Correntes. A primeira delas se baseia nos mesmos conceitos utilizados pelos métodos clássicos de medição da resposta do aterramento, isto é, a resposta do arranjo de aterramento foi obtida através da razão entre tensão e corrente medidas neste. Para isso, foi simulada a curva de potencial resultante na terminação de interesse do eletrodo, com relação ao infinito, quando solicitado por determinada onda de corrente. A segunda forma de comparação foi feita diretamente no domínio da frequência, utilizando a curva da impedância harmônica obtida do modelo de linha de transmissão utilizado [39].

Desta forma, as curvas no domínio do tempo, seja simulando o método clássico (par tensão – corrente), seja simulando o Método das Correntes, foram utilizadas como entrada em uma rotina computacional desenvolvida no *software* Matlab®, responsável por realizar os cálculos necessários e as transformadas de domínio. Desta forma, apesar de se utilizar curvas simuladas como entrada, é possível compreender a aplicação do método diretamente em curvas semelhantes às que seriam obtidas de medições. A Figura 3.4 apresenta o par de curvas obtido para a simulação do método clássico, no domínio do tempo e no domínio da frequência, enquanto a Figura 3.5 apresenta as curvas de corrente necessárias à aplicação do Método das Correntes aprimorado, também nos domínios do tempo e da frequência.

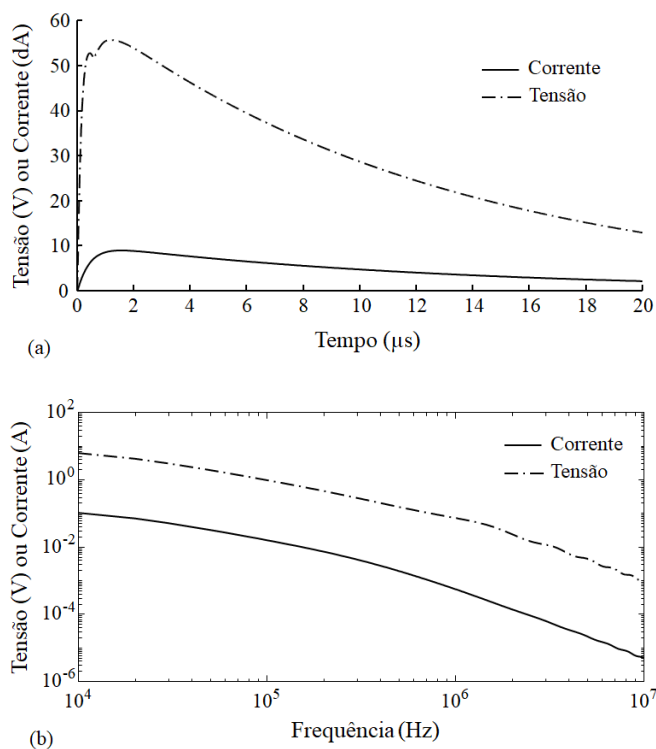


Figura 3.4. Formas de onda de tensão e de corrente, obtidas na simulação do método clássico. (a) domínio do tempo; (b) domínio da frequência.

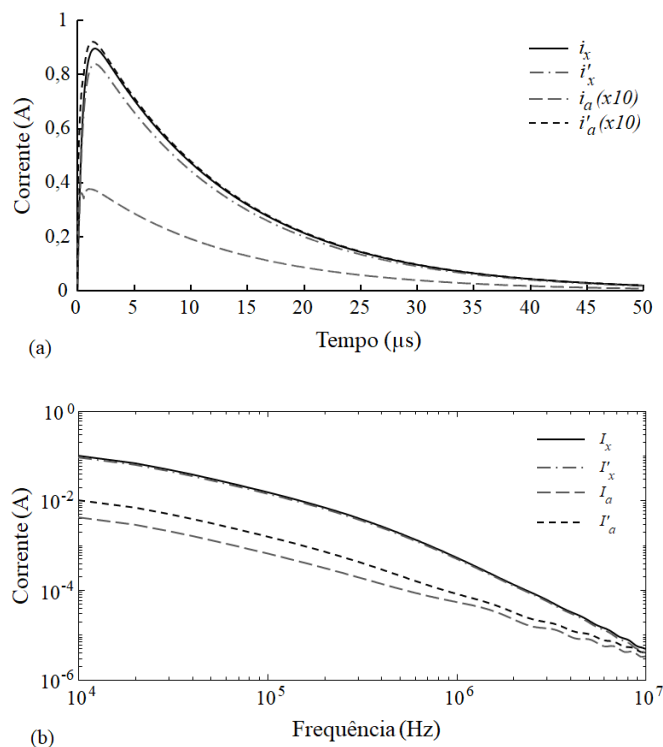


Figura 3.5. Formas de onda das correntes necessárias à aplicação do Método das Correntes. (a) domínio do tempo; (b) domínio da frequência.

Na Figura 3.4.a e na Figura 3.5.a, as curvas foram truncadas para permitir uma melhor visualização das mesmas. Entretanto, as curvas simuladas possuíam originalmente uma janela total de tempo de 100 μ s, suficiente para que todos os pulsos retornassem a zero dentro da janela de tempo disponível, facilitando a transformação de domínio por meio do uso da transformada rápida de Fourier, FFT [73]. Por sua vez, a Figura 3.4.b e a Figura 3.5.b foram obtidas com o auxílio da FFT, e aplicadas na descrição da impedância harmônica do arranjo de aterramento simulado. Os resultados obtidos da aplicação do método clássico e do Método das Correntes aprimorado, assim como o valor calculado diretamente no domínio da frequência (valor exato), são mostrados na Figura 3.6.

Ao analisar as curvas da Figura 3.6, fica evidente a equivalência entre os dois métodos aplicados, e ambos, como esperado, são coincidentes com o valor exato, calculado diretamente no domínio da frequência. Esse resultado se mostra como uma forte evidência de validade do método proposto. Entretanto, como a verificação se deu a partir de curvas simuladas, uma análise das implicações de sinais não ideais, como aqueles com truncamentos inseridos por limitações dos instrumentos de medição, ou mesmo aqueles com a presença de ruídos característicos de medição, que poderão dificultar a abordagem pretendida, precisa ser realizada.

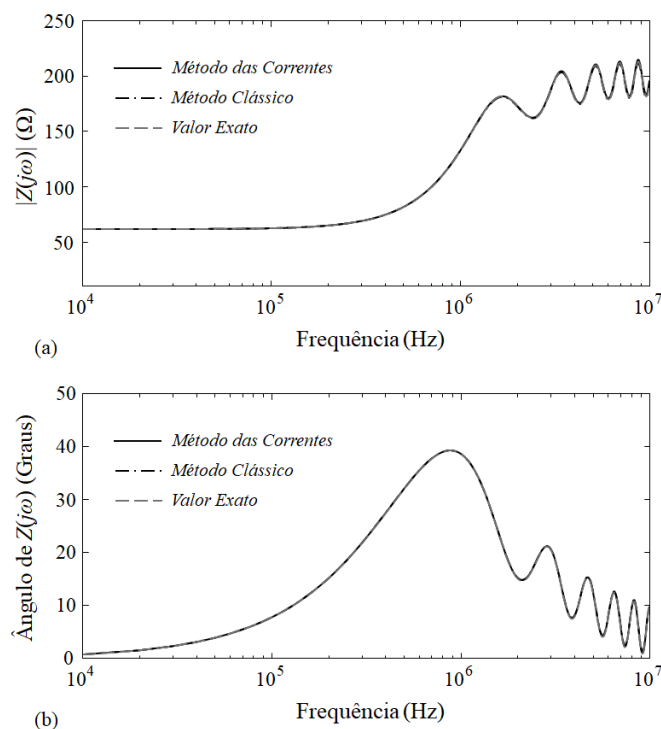


Figura 3.6. Impedância harmônica do arranjo de aterramento mostrado na Figura 3.2: (a) magnitude da impedância; (b) ângulo da impedância.

Nesse contexto, para se verificar os efeitos da presença de ruídos que existiriam nas ondas medidas, o mesmo arranjo aplicado às simulações anteriores foi novamente utilizado, considerando, para este caso, que a fonte ideal de corrente injetasse no circuito uma corrente similar a uma onda medida, ou seja, com a presença de ruídos característicos de medição, que, ao serem adicionados na simulação, se propagam para as demais ondas de interesse. A onda utilizada foi obtida em uma medição real, e, sem qualquer pré-processamento, foi aplicada à simulação. A Figura 3.7 apresenta o par de curvas obtido para a simulação do método clássico, no domínio do tempo e no domínio da frequência, enquanto a Figura 3.8 apresenta as curvas de corrente necessárias à aplicação do Método das Correntes aprimorado, também nos domínios do tempo e da frequência.

Ao analisar as curvas da Figura 3.7.b e da Figura 3.8.b, é possível perceber que, para frequências acima de 2 MHz, o ruído presente na onda de corrente medida (que se propagou para as demais ondas simuladas) passa a ter energia da ordem de grandeza daquela associada aos sinais analisados. É natural, portanto, que ocorra alguma degradação dos valores de impedância obtidos nessa faixa de frequências. Para se evitar uma degradação severa, os sinais utilizados na excitação do aterramento, quando usados na medição, deverão possuir energia significativa para que a relação sinal-ruído obtida no sistema de medição seja adequada para uma correta análise da resposta do aterramento na faixa de frequência desejada. Essa relação poderá ser obtida com a adequação dos instrumentos de medição utilizados, ou com a utilização de correntes de excitação capazes de garantir, na banda de

frequências de interesse, um sinal com energia suficiente para superar as limitações dos instrumentos de medição disponíveis.

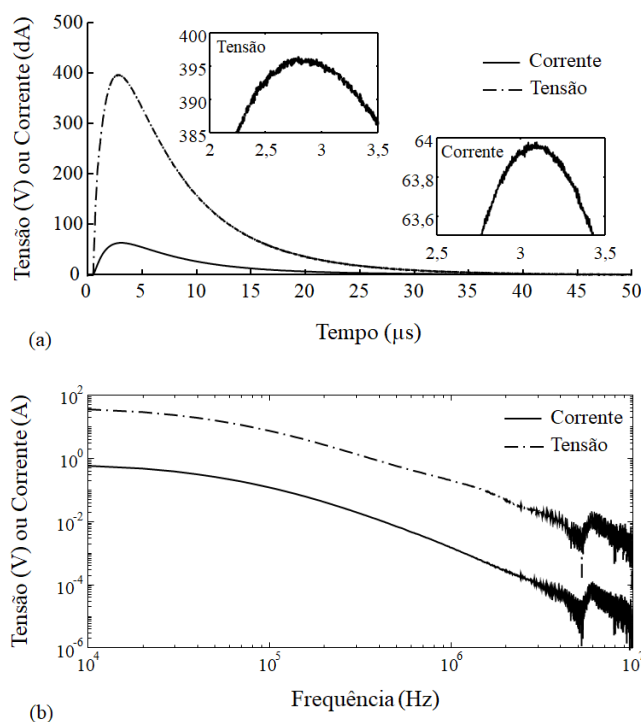


Figura 3.7. Formas de onda de tensão e de corrente, obtidas na simulação do método clássico considerando a presença de ruídos típicos de medição. (a) domínio do tempo, com zoom destacando os valores de pico e a presença de ruído nas curvas; (b) domínio da frequência.

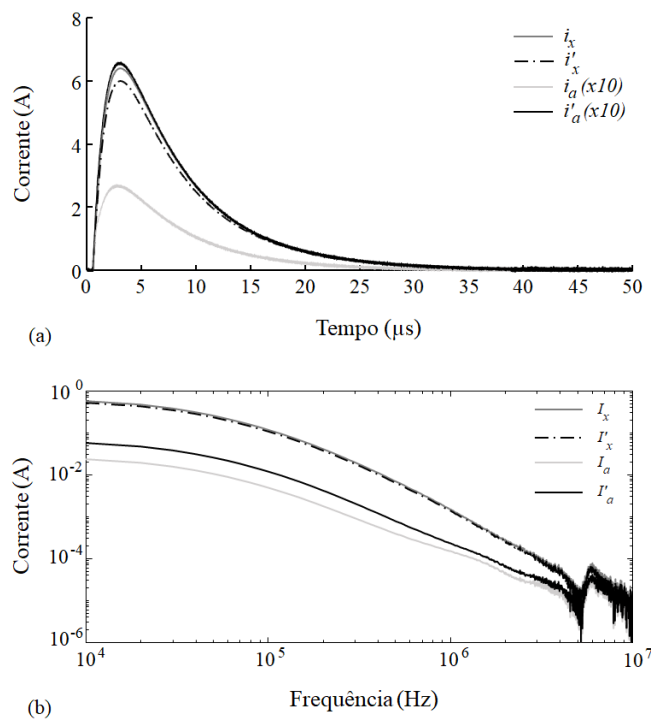


Figura 3.8. Formas de onda das correntes necessárias à aplicação do Método das Correntes aprimorado, considerando a presença de ruídos típicos de medição. (a) domínio do tempo; (b) domínio da frequência.

Os resultados obtidos da aplicação do método clássico e do Método das Correntes aprimorado, assim como o valor calculado diretamente no domínio da frequência (valor exato), são mostrados na Figura 3.9.

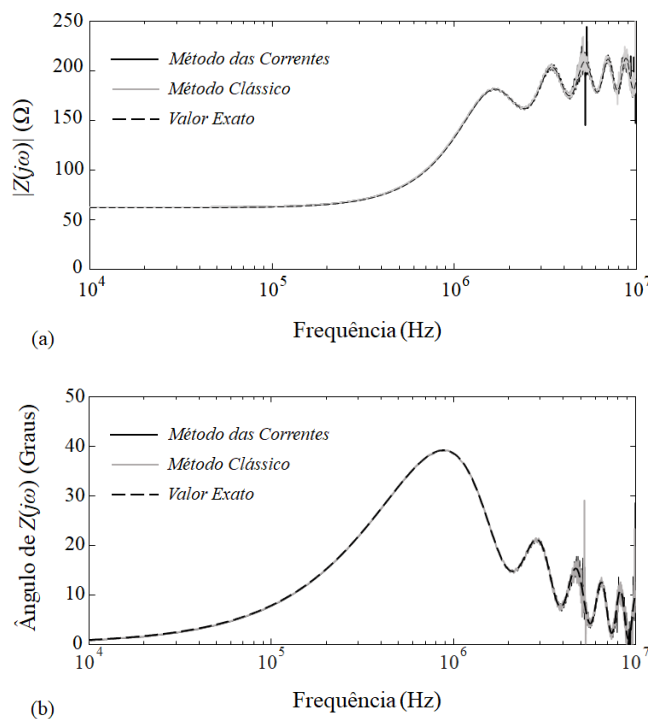


Figura 3.9. Impedância harmônica do arranjo de aterramento mostrado na Figura 3.2, quando considerada a presença de ruído de medição nos sinais simulados. (a) magnitude da impedância; (b) ângulo da impedância.

Conforme discutido anteriormente, a análise da Figura 3.9 deixa claro que haverá uma deterioração na resposta de impedância obtida na faixa de frequência onde a energia do ruído se torna equivalente à ordem de grandeza da energia dos sinais de interesse. Entretanto, para a condição das curvas simuladas, mesmo com a presença de ruído, é notável que a resposta obtida é satisfatória e descreve adequadamente o comportamento da impedância harmônica do arranjo. Assim como ocorreu com as curvas da Figura 3.6, a Figura 3.9 também evidencia a validade de aplicação do Método das Correntes aprimorado, levando a um resultado equivalente ao obtido no método clássico, e, mesmo na presença de ruídos típicos de medição, resultou em uma boa correlação com o valor exato, calculado por meio da teoria de linhas diretamente no domínio da frequência.

Para aprofundar um pouco mais na análise de validade do método proposto, um arranjo de medição em bancada foi montado, de onde curvas de aplicação do método clássico e do Método das Correntes aprimorado foram obtidas. A próxima seção apresenta detalhes desse estudo.

3.2.4. Verificação por meio de medições em bancada

Um experimento, similar àquele relatado na Seção IV do artigo [62], foi montado para permitir a medição da impedância de um dos ramos de um circuito. O arranjo adotado foi composto por elementos concentrados de resistência e indutância, e uma representação através de um diagrama de circuitos é mostrada na Figura 3.10.

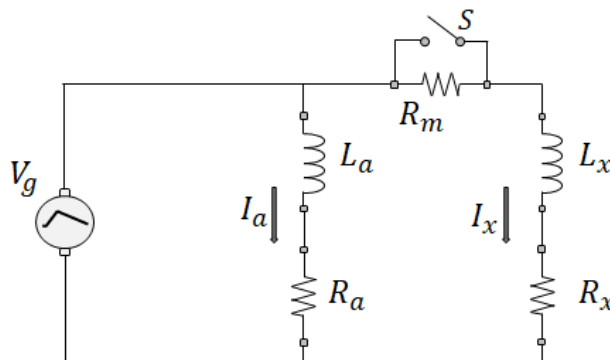


Figura 3.10. Arranjo de circuito com parâmetros concentrados, usado na verificação do Método das Correntes.

No circuito da Figura 3.10, os ramos por onde circulam I_a e I_x são representações simplificadas para, respectivamente, um circuito auxiliar dedicado à aplicação do Método das Correntes e o circuito de interesse sob medição. Os valores de cada um dos componentes utilizados são mostrados na Tabela 3.1.

TABELA 3.1. VALORES DOS COMPONENTES UTILIZADOS NO ARRANJO DA FIGURA 2.30.

Componente	Descrição	Valor
R_x	Resistor do ramo de interesse	120,3 Ω
L_x	Indutor do ramo de interesse	130 μH
R_{Lx}	Resistência do indutor L_x	0,44 Ω
R_a	Resistor do ramo auxiliar	379,8 Ω
L_a	Indutor do ramo auxiliar	120 μH
R_{La}	Resistência do indutor L_a	0,40 Ω
R_m	Resistor de medição	119,9 Ω

O arranjo da Figura 3.10 foi medido utilizando dois diferentes métodos, um baseado na possibilidade de descrição da impedância mediante a relação entre tensão e corrente, e outro por meio do Método das Correntes, que se baseia na descrição da impedância através apenas das correntes em circulação nos ramos auxiliar e de interesse do circuito. Para a realização do experimento, as ondas de corrente foram medidas utilizando sondas de corrente da marca Pearson, modelo 4100, com banda de passagem de 140 Hz a 35 MHz. As sondas de corrente foram conectadas a um osciloscópio da marca Rhode & Schwarz, modelo RTB2004, com 10 bits de resolução. O valor de referência para os

resistores foi medido com um multímetro de precisão da marca HP, modelo 34401A, com $6\frac{1}{2}$ dígitos de resolução. A onda de tensão foi medida com uma ponta de tensão da marca Tektronix, modelo P6015. Um gerador de impulsos portátil foi usado para excitar o arranjo a ser medido, com tensão ajustável de 0 – 1500 V.

A medição em que se utilizou o método clássico, isto é, aquele onde a impedância é descrita com base na relação entre tensão e corrente, foi aplicada ao circuito. A tensão fornecida pelo gerador, $v_g(t)$ e a corrente que se estabeleceu no ramo de interesse, $i_x(t)$, foram medidas com a chave S fechada. As formas de onda obtidas estão mostradas na Figura 3.11.a. Para descrever a curva da impedância harmônica a partir do método clássico, as curvas medidas no domínio do tempo passaram por uma transformação de domínio através do uso da FFT, e a representação das curvas obtidas estão mostradas na Figura 3.11.b.

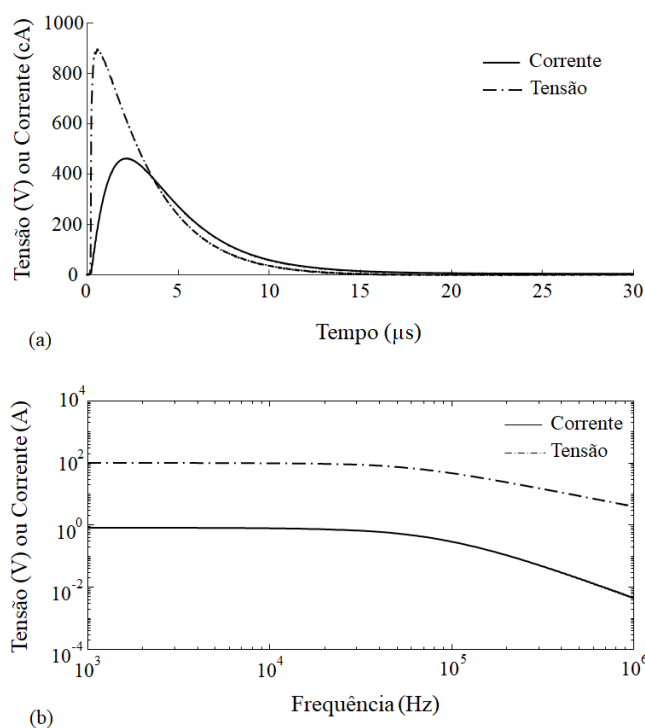


Figura 3.11. Formas de onda de tensão e de corrente medidas no ramo de interesse. (a) domínio do tempo; (b) domínio da frequência.

Para aplicação do Método das Correntes aprimorado, as correntes em circulação nos ramos auxiliar e de interesse foram medidas com a chave S fechada, (i_a e i_x , respectivamente) e com a chave S aberta, (i'_a e i'_x , respectivamente). As formas de onda medidas estão mostradas na Figura 3.12.a. Para descrever a impedância harmônica a partir do Método das Correntes, as curvas medidas no domínio do tempo passaram por uma transformação de domínio por meio do uso da FFT, e a representação destas curvas estão mostradas na Figura 3.12.b.

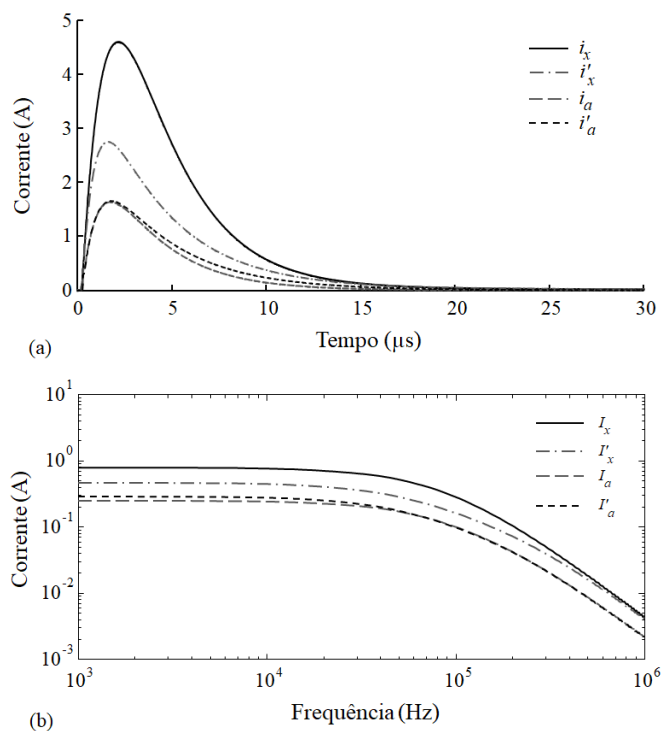


Figura 3.12. Formas de onda das correntes medidas, necessárias à aplicação do Método das Correntes aprimorado. (a) domínio do tempo; (b) domínio da frequência.

As curvas de magnitude e fase da impedância harmônica, resultantes da aplicação do método clássico e do Método das Correntes aprimorado, são apresentadas na Figura 3.13. Nesta mesma figura são também apresentadas as curvas calculadas para a magnitude e fase da impedância harmônica.

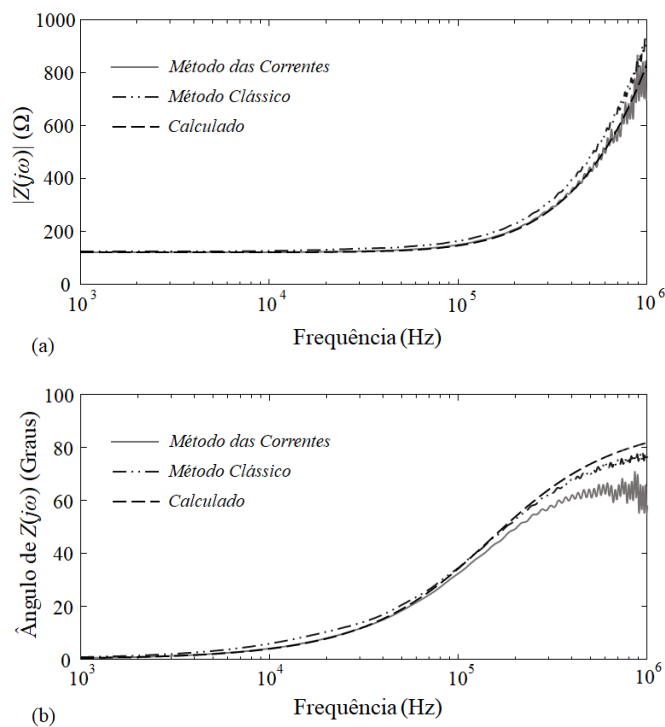


Figura 3.13. Impedância harmônica do ramo por onde circula I_x , mostrado na Figura 3.10. (a) magnitude da impedância; (b) ângulo da impedância.

O cálculo da impedância do ramo de interesse, Z_x , foi feito diretamente no domínio da frequência, considerando os valores de R_x , R_{lx} e L_x descritos na Tabela 3.1. No domínio da frequência, a impedância $Z_x(j\omega)$ pode ser definida como sendo,

$$Z_x(j\omega) = R_x + R_{lx} + j\omega L_x. \quad (3.7)$$

Ao analisar a Figura 3.13.a, é possível perceber que há boa correlação entre as magnitudes medidas com o método clássico e com o Método das Correntes, apesar de haver, para a faixa de frequência avaliada, um pequeno desvio entre as curvas obtidas por cada método. Destaca-se também que, a partir de 600 kHz, as curvas medidas apresentaram alguma degradação em virtude dos ruídos presentes na medição, sendo esta, no entanto, suficientemente suave para não afetar de forma significativa a análise das curvas. A magnitude de $Z_x(j\omega)$ calculada, por sua vez, mostrou excelente correlação com o valor medido com o uso do Método das Correntes.

Por outro lado, ao se comparar as três curvas obtidas para o ângulo de fase de $Z_x(j\omega)$, Figura 3.13.b, pode-se perceber novamente uma boa correlação entre elas. Os resultados obtidos com os métodos de medição, apesar de apresentarem algum desvio, principalmente para frequências superiores a 300 kHz, carregam tendências bastante similares, levando a indícios de que o método proposto pode se mostrar eficaz na caracterização de impedâncias. Além disso, também a partir de 300 kHz, é possível perceber alguma degradação das curvas de fase, que ocorre em função da presença dos ruídos de medição. Com relação à curva calculada, nota-se que, até aproximadamente 100 kHz, esta seguiu o mesmo comportamento da curva de fase obtida a partir do Método das Correntes. Após 100 kHz, o ângulo de fase calculado para $Z_x(j\omega)$ cresce a uma taxa maior quando comparado àqueles obtidos por meio de medição. Essa característica pode ter explicação na ausência, no modelo calculado, das capacitâncias “parasitas” do circuito, que se tornam mais evidentes em frequências elevadas.

Apesar de ser ainda uma medição preliminar de verificação da validade de aplicação do Método das Correntes, os resultados obtidos sugerem que o método pode se mostrar viável na caracterização de aterramentos, como proposto. Para isto, a validação através de medições em arranjos de aterramento é necessária e fundamental, sendo a próxima seção deste capítulo dedicada exclusivamente a esta validação.

3.3. Validação Experimental em Arranjos de Aterramento

Para garantir a validação experimental do Método das Correntes, três diferentes locais de medição foram utilizados, de forma a possibilitar uma maior variação das características do solo. Além disso, foi realizado um estudo dos efeitos correlatos à forma de onda da corrente utilizada, além da geometria do aterramento, permitindo, por meio das medições, realizar um estudo de casos com

significativa abrangência. Este estudo de casos tem como suporte os mesmos arranjos de aterramento apresentados no estudo dos Casos F, G e H, presentes no Capítulo 2.

As medições foram separadas em três casos distintos, denominados Caso A, Caso B e Caso C. Cada estudo de caso foi realizado para um dos locais de medição. Adicionalmente, cada caso possui uma geometria distinta de aterramento e um *setup* de medição também distinto. Em particular, para o estudo das diferentes formas de onda da corrente de solicitação, o Caso C foi dividido em três sub-casos, denominados Casos C1, C2 e C3. A Tabela 3.2 apresenta as principais características de cada caso. Na última coluna da Tabela 3.2 são apresentados os valores da resistência de baixa frequência, R_{LF} , de cada aterramento. Os valores de resistência foram medidos com o auxílio do método da queda de potencial, utilizando o medidor Megabrás, modelo *MTD – 20 kWe*.

TABELA 3.2. CARACTERÍSTICA DOS ARRANJOS DE ATERRAMENTO DOS CASOS A, B E C.

	Resistividade Aparente do Solo	Tipo de Eletrodo	Comprimento	Raio	Profundidade	R_{LF}
Caso A	215 Ωm	Eletrodo Horizontal	36 m	4,0 mm	0,2 m	12,3 Ω
Caso B	970 Ωm	Haste Cobreada	2,3 m	7,5 mm	-	410 Ω
Caso C	2800 Ωm	Haste Cantoneira	2,3 m	$\sim$ 12,0 mm	-	1095 Ω

Para todos os casos analisados, foram adotados dois métodos de medição: i) o método clássico e ii) o método das correntes aprimorado. Por método clássico, entende-se aquele derivado do método da queda de potencial, conforme apresentado em [10] e adaptado em [38]. A aplicação do método clássico levou em consideração o atendimento a distâncias suficientes para se evitar o acoplamento entre a malha sob medição e as hastes auxiliares, e entre os cabos usados nos circuitos de medição.

Tradicionalmente a caracterização do aterramento com base no uso do método da queda de potencial envolve a razão entre o aumento do potencial de terra (em relação a um ponto remoto) e a corrente que flui através do sistema de aterramento em questão. Embora esse conceito se aplique rigorosamente apenas à corrente contínua (c.c.), ele pode ser usado com precisão razoavelmente aceitável para fenômenos de baixa frequência, como aqueles relacionados à frequência do sistema de potência e seus harmônicos.

A adaptação do método da queda de potencial para a medição de ondas impulsivas carrega algumas importantes implicações. Nesse caso, a “elevação de potencial medida” corresponde a tensão resultante da integral do campo elétrico na superfície do solo, em um caminho definido, para um ponto suficientemente distante do aterramento. O caminho escolhido para a medição poderá, portanto, resultar em alterações na tensão medida [70]. Em detrimento de uma definição mais rigorosa, posto que esta discussão não é o foco principal neste trabalho, define-se como GPR (acrônimo para o termo em inglês *Ground Potential Rise*) a curva de tensão medida com método clássico.

Nas medições foi utilizado um osciloscópio da marca Rohde & Schwarz, modelo *RTH1004*, com 10 Bits de resolução, sondas de corrente da marca Pearson, modelo *4100*, e, para a medição de tensão, uma ponta de prova passiva da marca Rohde & Schwarz, modelo *RT-ZI10*.

Uma vez que o aterramento tenha sido medido por ambos os métodos, as curvas de impedância harmônica geradas por cada método foram comparadas, com a finalidade de validar o método das correntes. Adicionalmente, o valor medido em baixa frequência foi também comparado com o valor da resistência de baixa frequência medido através do FoP, como forma de validação adicional.

3.3.1. Caso A – Eletrodo Horizontal, 36 m

Na Figura 3.14 são esboçados os arranjos de medição adotados para o Caso A. Nela são descritas as principais características geométricas de cada arranjo. Na Figura 3.14.a é apresentado o arranjo usado na aplicação do método clássico, enquanto na Figura 3.14.b é apresentado o arranjo de aplicação do método das correntes. Como pode ser observado, a adaptação do arranjo usado no método clássico para o arranjo necessário ao método das correntes é imediata, apenas modificando instrumentos de medição e formas de conexão dos circuitos auxiliares.

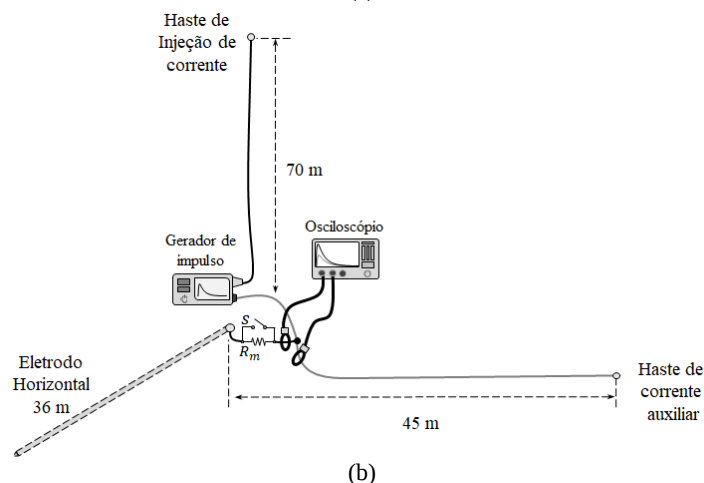
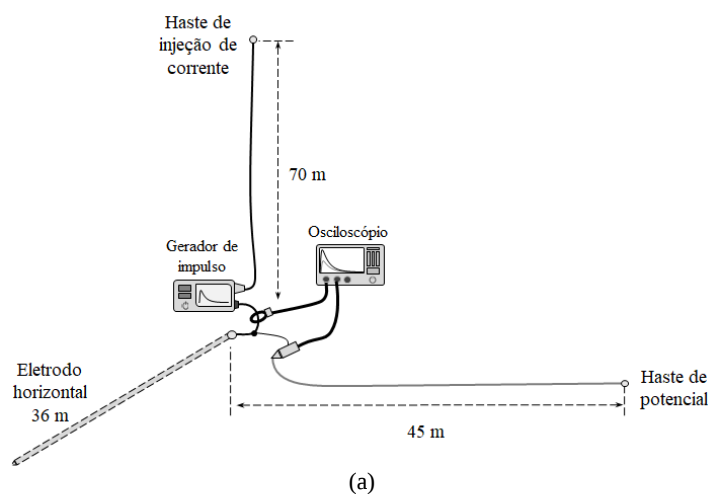


Figura 3.14. Arranjos de medição adotados para o estudo de Caso A. (a) método clássico; (b) método das correntes.

Para a aplicação do método das correntes aprimorado, Figura 3.14.b, o resistor auxiliar de medição, R_M , foi escolhido como sendo de valor igual a $46,931 \Omega$, medido com um multímetro de precisão HP, de 6 ½ dígitos, modelo 34401A.

As curvas de GPR e corrente medidas com o uso do método clássico, no domínio do tempo e no domínio da frequência, são mostradas na Figura 3.15. As curvas de corrente medidas com o uso do método das correntes são apresentadas na Figura 3.16, também nos domínios do tempo e da frequência.

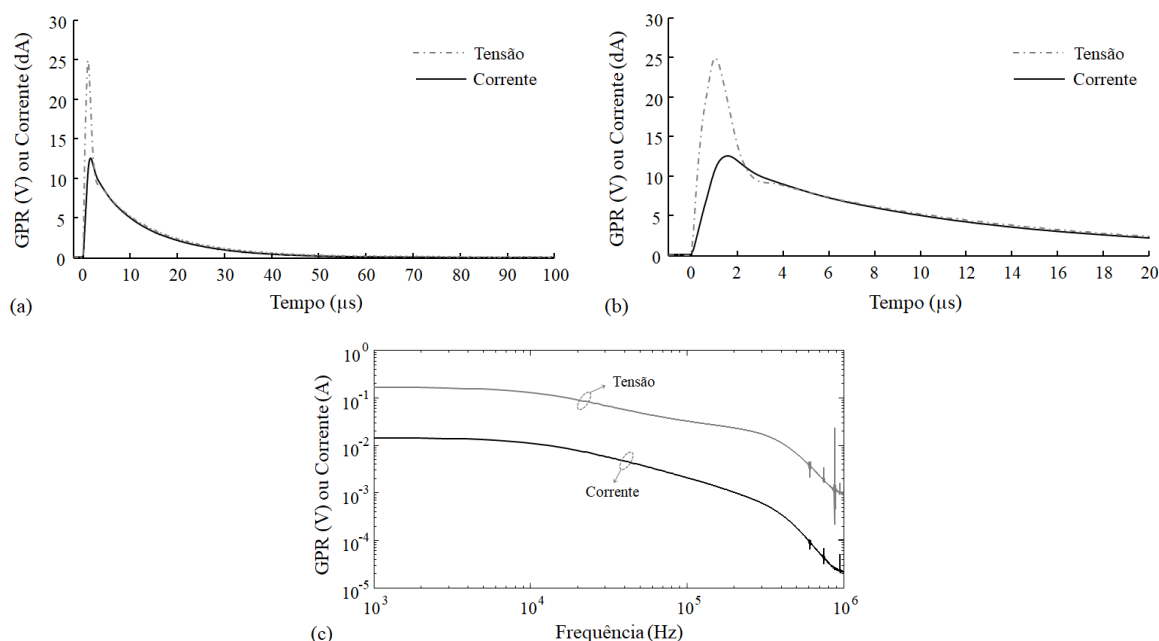


Figura 3.15. Curvas de corrente e GPR medidas com o uso do método clássico, Caso A. (a) no domínio do tempo; (b) zoom nos primeiros instantes de tempo; (c) no domínio da frequência.

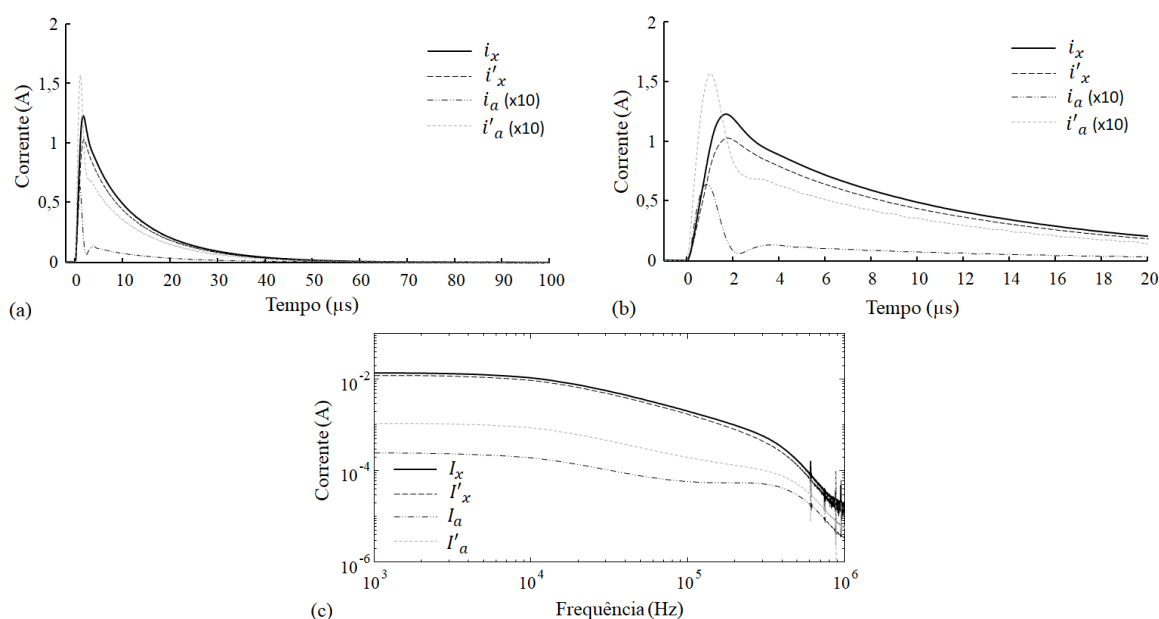


Figura 3.16. Curvas de corrente medidas com o uso do método das correntes, Caso A. (a) no domínio do tempo; (b) zoom nos primeiros instantes de tempo; (c) no domínio da frequência.

As curvas de tensão e correntes, no domínio da frequência, foram obtidas com o auxílio da transformada rápida de Fourier (FFT). A partir das curvas na frequência, a impedância $Z(j\omega)$ foi obtida para ambos os métodos discutidos. A Figura 3.17 expressa as curvas de magnitude e de fase de $Z(j\omega)$.

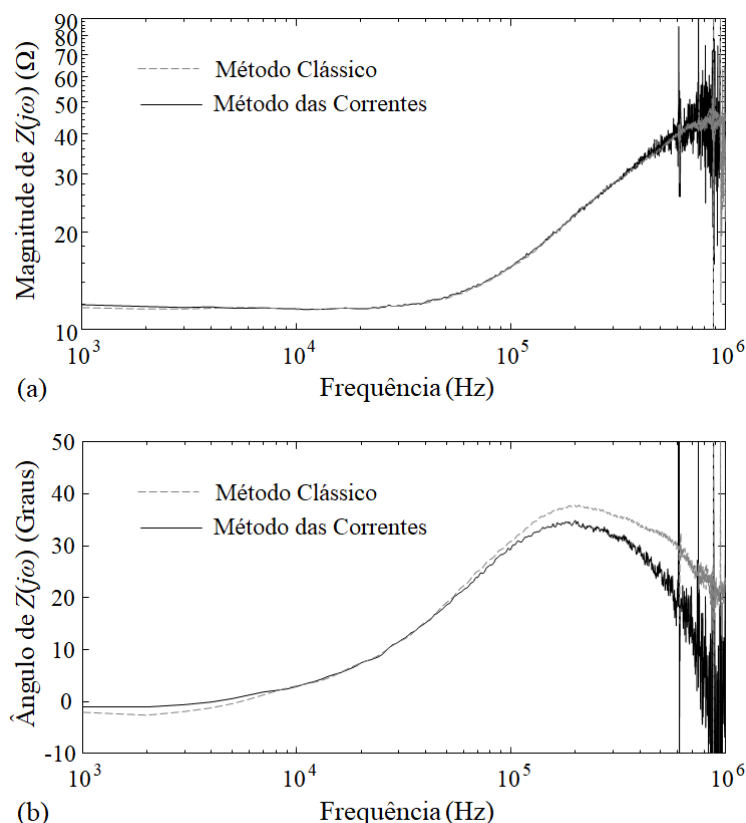


Figura 3.17. Impedância medida no estudo de Caso A. (a) magnitude; (b) ângulo de fase.

O valor medido para o módulo da impedância, na frequência de 1 kHz, foi de 12,0 Ω para o método das correntes, e 11,7 Ω para o método clássico. Quando comparado com o valor de resistência em baixa frequência medido, Tabela 3.2, foram percebidas diferenças de -2,7% e -4,9%, respectivamente, para o método das correntes e para o método clássico. Nessa frequência é possível notar uma pequena contribuição reativa capacitiva na impedância, fazendo com que os valores obtidos pelo método sejam menores que aquele para R_{LF} . Apesar disto, as diferenças percebidas na comparação dos três métodos é suficientemente pequena, evidenciando a equivalência dos mesmos.

A Figura 3.17 demonstra uma boa correlação entre o método clássico e o método das correntes, principalmente para a curva de magnitude da impedância. As curvas de fase obtidas, porém, não exibiram a mesma correlação para toda a faixa de frequências. Entre 100 kHz e 1 MHz, as curvas apresentaram um desvio moderado. Todavia, quando a forma de onda das curvas de fase medidas é

analisada, a mesma tendência pode ser observada, isto é, as curvas exibem taxas de variação similares.

3.3.2. Caso B – Haste Cobreada, 2,3 m

A Figura 3.18 exibe um desenho esquemático dos arranjos de medição adotados no Caso B. Nela são descritas as principais características geométricas de cada arranjo. Para o Caso B, a haste de aterramento sob medição estava enterrada em um solo com resistividade aparente de $970 \Omega\text{m}$.

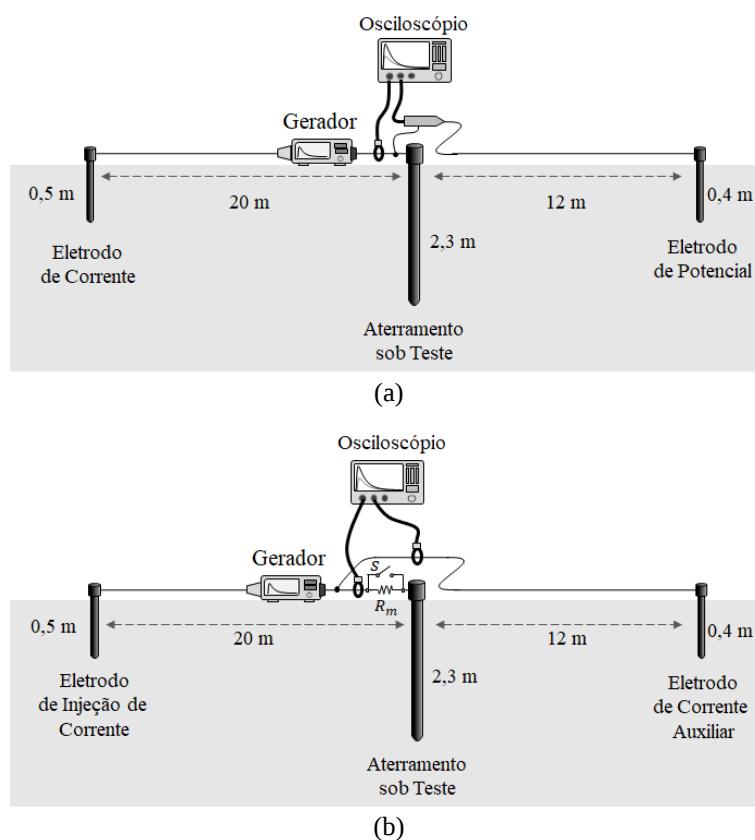


Figura 3.18. Arranjos de medição adotados para o estudo de Caso B. (a) método clássico; (b) método das correntes.

Para a aplicação do método das correntes, o resistor auxiliar de medição, R_m , possui valor igual a $562,25 \Omega$. As curvas de GPR e corrente medidas com o uso do método clássico, no domínio do tempo e no domínio da frequência, são mostradas na Figura 3.19. As curvas de corrente medidas com o uso do método das correntes são apresentadas na Figura 3.20, também nos domínios do tempo e da frequência.

A Figura 3.21 exibe a comparação entre as curvas de impedância obtidas para o método das correntes e para o método clássico.

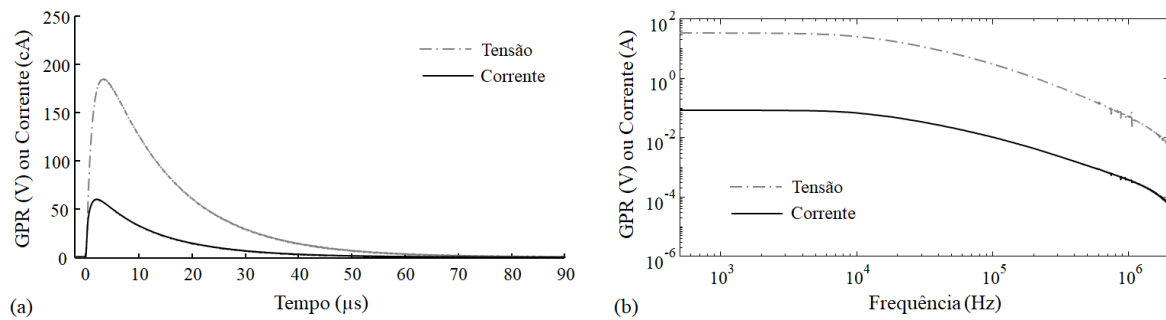


Figura 3.19. Curvas de corrente e GPR medidas com o uso do método clássico, Caso B. (a) no domínio do tempo; (b) no domínio da frequência.

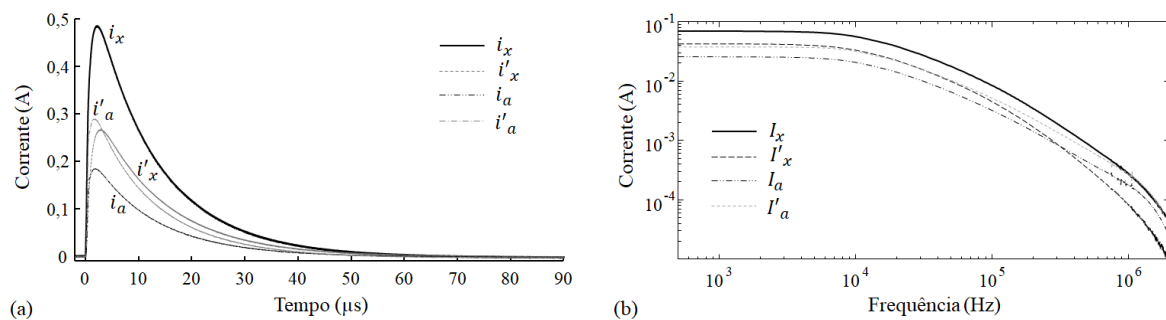


Figura 3.20. Curvas de corrente medidas com o uso do método das correntes, Caso B. (a) no domínio do tempo; (b) no domínio da frequência.

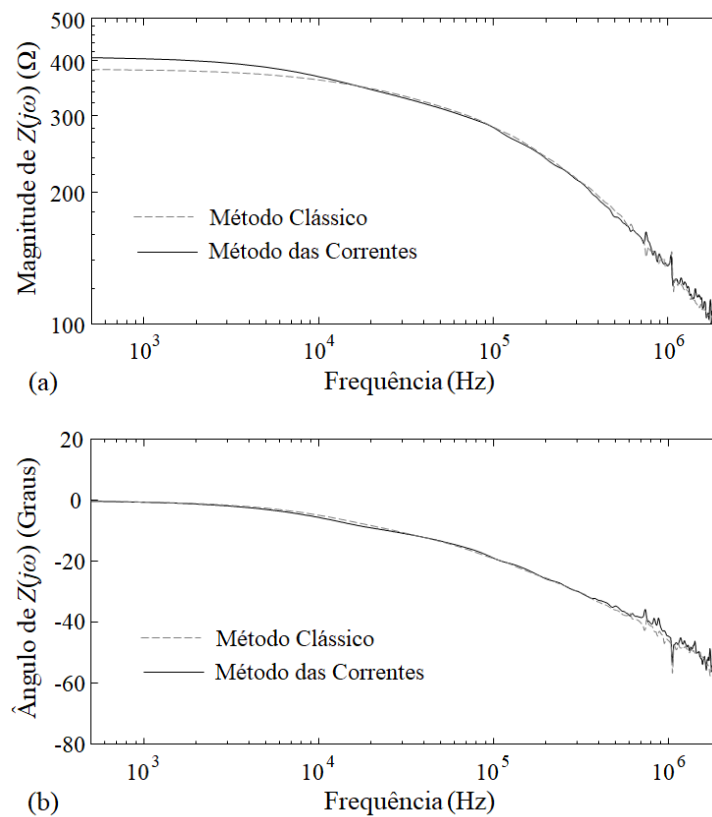


Figura 3.21. Impedância medida no estudo de Caso B. (a) magnitude; (b) ângulo de fase.

Ao comparar as curvas de impedância da Figura 3.21 é possível perceber uma boa correlação entre os resultados de ambos os métodos, validando, uma vez mais, o método proposto. As curvas do ângulo de fase de $Z(j\omega)$ evidenciam a assertividade do método das correntes, enquanto que as curvas para a magnitude de $Z(j\omega)$ apresentam uma leve divergência em baixas frequências, isto é, frequências menores que 10 kHz. Na frequência de 500 Hz, por exemplo, o método das correntes resultou em um valor de 406,3 Ω para o módulo da impedância, enquanto que o método clássico resultou, nesta mesma frequência, em um valor de 382,5 Ω .

Quando o valor da resistência em baixa frequência, medido para o arranjo, $R_{LF} = 410 \Omega$, é comparado com os valores de $Z(j\omega)$ na frequência de 500 Hz, nota-se uma diferença de -0,9% e -6,7%, para o método das correntes e para o método clássico, respectivamente. Os valores são suficientemente próximos para atestar a validade das medições da impedância em baixa frequência, com destaque para o valor medido com a aplicação do método das correntes, resultando em uma menor diferença para o valor em corrente contínua medido.

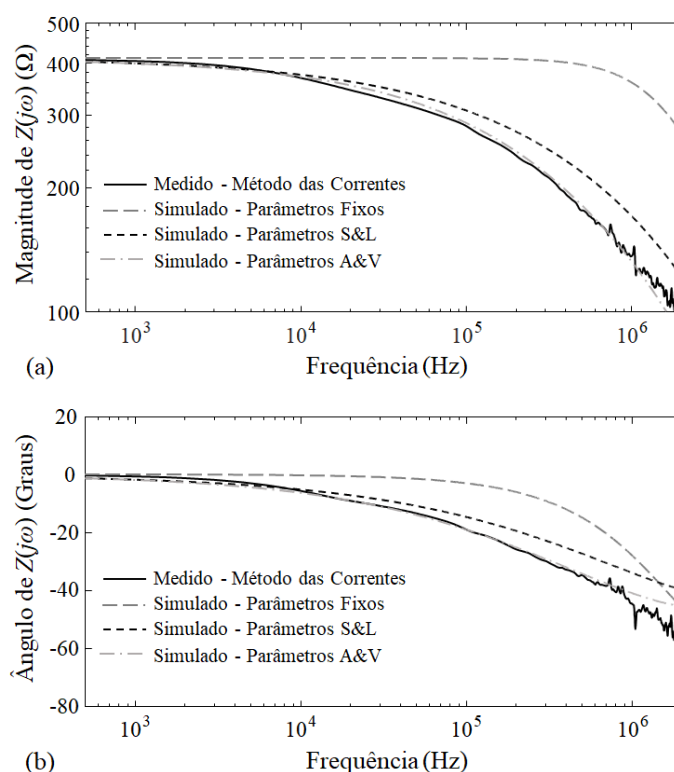


Figura 3.22. Comparação entre curvas medida e simuladas, para o arranjo do Caso B. (a) magnitude; (b) fase.

Por fim, a última análise do estudo de Caso B se baseia na comparação das curvas da impedância medida com curvas de impedância calculadas. Para o cálculo da impedância, foi utilizada a formulação proposta em [39], [41], baseada na teoria de linha de transmissão (TL), com parâmetros de linha segundo a proposição de Sunde [39]. Nas simulações foram ainda considerados os modelos de dependência dos parâmetros elétricos do solo com a frequência, propostos por Alípio e Visacro

(A&S) [46] e Smith e Longmire (S&L) [43]. Na Figura 3.22 são mostradas as curvas calculadas e medida com método das correntes, de forma a permitir uma comparação direta entre elas.

Para a simulação considerando parâmetros elétricos fixos, foi utilizado o valor 10 para a permissividade elétrica relativa, ϵ_r . A resistividade elétrica adotada, neste caso, é a mesma resistividade aparente descrita na Tabela 3.2, isto é, 970 Ωm . Para as simulações que consideram a dependência dos parâmetros elétricos do solo com a frequência, o valor da resistividade aparente foi utilizado como entrada no modelo, isto é, $\rho_0 = 970 \Omega\text{m}$.

Fica claro, após análise da Figura 3.22, que os modelos que consideram os efeitos associados a dependência dos parâmetros elétricos do solo com a frequência levaram a uma representação mais assertiva para a curva de impedância medida, tanto em magnitude quanto em fase, sendo o modelo proposto por Alípio e Visacro [46] aquele mais representativo para a medição do Caso B. Além disso, para as características deste arranjo, é também notória a capacidade do modelo LT em representar a curva medida. Por fim, posto as comparações realizadas, é possível afirmar que o método das correntes se mostrou, uma vez mais, capaz de descrever adequadamente o comportamento do aterramento.

3.3.3. Caso C – Haste Cantoneira, 2,3 m

Para todas as medições apresentadas até esta seção, foram introduzidas variações nas características do solo e na geometria do arranjo de aterramento, sem que houvesse, por exemplo, testes de comparação dos efeitos inerentes à forma de onda da corrente de solicitação ao aterramento, usada no processo de medição. Ambas as correntes utilizadas nos Casos A e B possuem banda de frequência com energia suficiente para permitir uma boa relação sinal-ruído para a faixa de até 2 MHz, considerando o sistema de medição utilizado.

Para o terceiro e último caso de medição analisado, foi realizada uma subdivisão do estudo em 3 diferentes casos, denominados Casos C1, C2 e C3. Nos novos casos, a forma de onda de corrente foi variada de modo a permitir não apenas a análise da resposta dos métodos em frequências mais elevadas, como também as limitações na caracterização de arranjos de aterramento que estejam associadas às formas de onda de corrente. Adicionalmente, com relação aos casos anteriores, tanto a geometria do aterramento quanto as características do solo foram também variadas. Os Casos C1, C2 e C3 foram medidos em um solo com resistividade aparente de 2800 Ωm , em uma haste vertical do tipo cantoneira, 25x25 mm, raio equivalente de 12 mm e 2,3 m de comprimento. A Figura 3.23 descreve, por meio de um desenho representativo, o arranjo utilizado nas medições do estudo de Caso C, evidenciando as principais dimensões do arranjo.

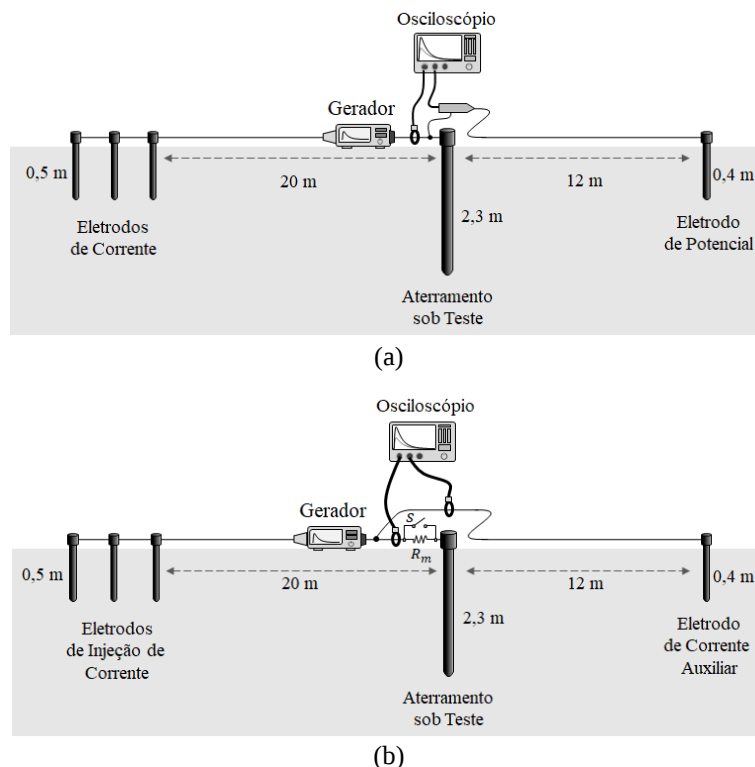


Figura 3.23. Arranjos de medição adotados para o estudo de Caso C. (a) método clássico; (b) método das correntes.

3.3.3.1. Caso C1

No Caso C1, a onda de corrente utilizada possui as mesmas características daquela do Caso B. Essa onda de corrente possui tempo de frente de $1 \mu\text{s}$, o que permite, para os instrumentos de medição utilizados, obter uma boa relação sinal ruído para frequências de até aproximadamente 2 MHz. O método clássico e o método das correntes foram aplicados, e as ondas medidas, no domínio do tempo e no domínio da frequência, são mostradas na Figura 3.24 e na Figura 3.25.

As curvas de impedância resultantes de cada método estão mostradas na Figura 3.26, de onde se pode notar a excelente correlação entre as medições, para toda a faixa de frequências.

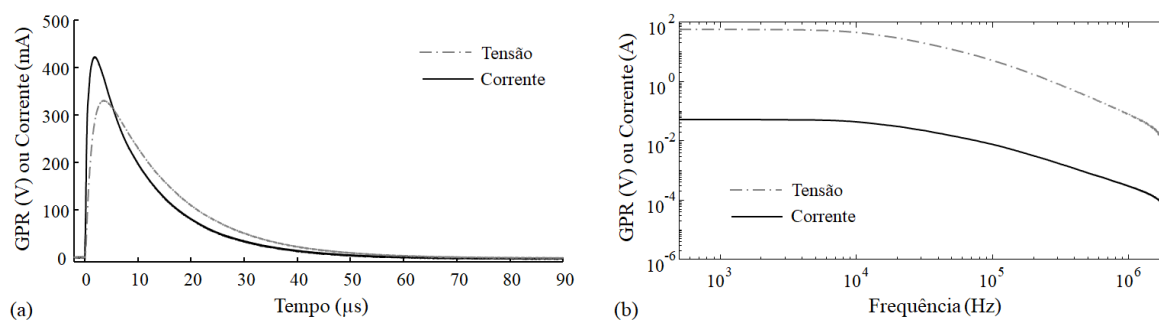


Figura 3.24. Curvas de corrente e GPR medidas com o uso do método clássico, Caso C1. (a) no domínio do tempo; (b) no domínio da frequência.

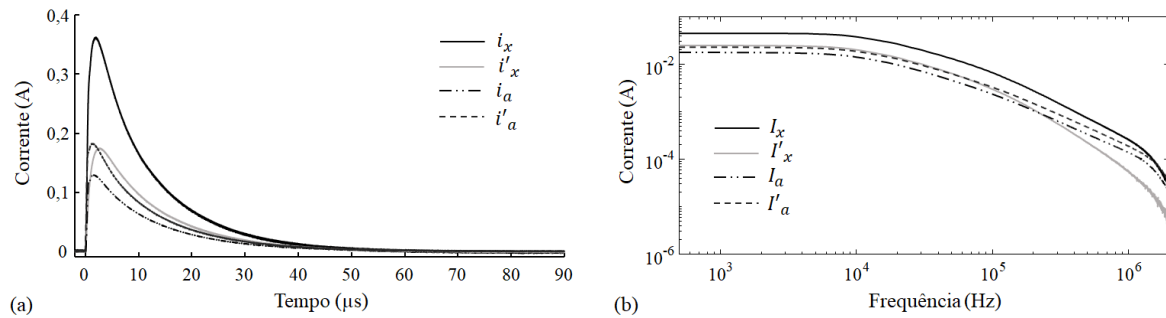


Figura 3.25. Curvas de corrente medidas com o uso do método das correntes, Caso C1. (a) no domínio do tempo; (b) no domínio da frequência.

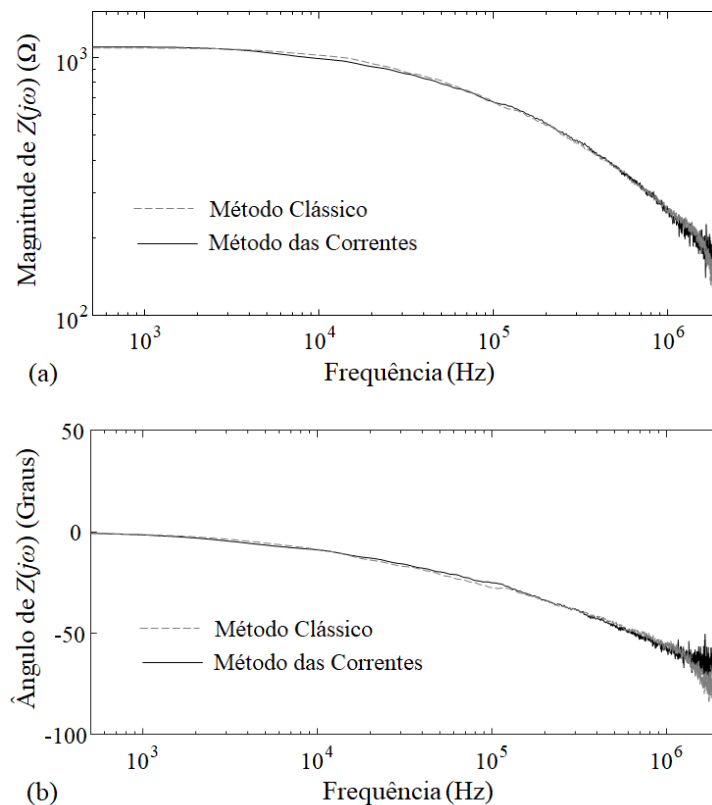


Figura 3.26. Curvas da impedância medidas no estudo de Caso C1. (a) magnitude; (b) ângulo de fase.

As curvas da Figura 3.26 evidenciam uma excelente correlação entre as impedâncias medidas por ambos os métodos, para toda a faixa de frequência analisada. Para as ondas medidas, na frequência de 500 Hz, os valores de magnitude foram 1102 Ω e 1091 Ω, para o método das correntes e para o método clássico, respectivamente. Esses valores se diferenciam do valor R_{DC} medido (Tabela 3.2) de +0,6 % para o método das correntes e -0,4% para o método clássico, atestando uma ótima correspondência entre os métodos comparados.

3.3.3.2. Caso C2

Para o Caso C2, a onda de corrente utilizada possui tempo de frente significativamente menor que aquele adotado no caso anterior. Nesse caso, a onda de corrente possui tempo de frente de aproximadamente 30 ns (50 ns se considerado o segundo pico), o que faz com que a onda injetada no aterramento possua energia significativa em frequências mais altas, melhorando a relação sinal-ruído percebido pelos instrumentos adotados no *setup* de medições.

O método clássico e o método das correntes foram aplicados, e as ondas medidas, no domínio do tempo e no domínio da frequência, são mostradas na Figura 3.27 e na Figura 3.28. As curvas de impedância resultantes de cada método estão mostradas na Figura 3.29, de onde se pode notar a excelente correlação entre as medições, para faixa de frequências de até 1 MHz. Após 1 MHz, porém, tanto as curvas de fase quanto as curvas de magnitude se distanciaram sensivelmente.

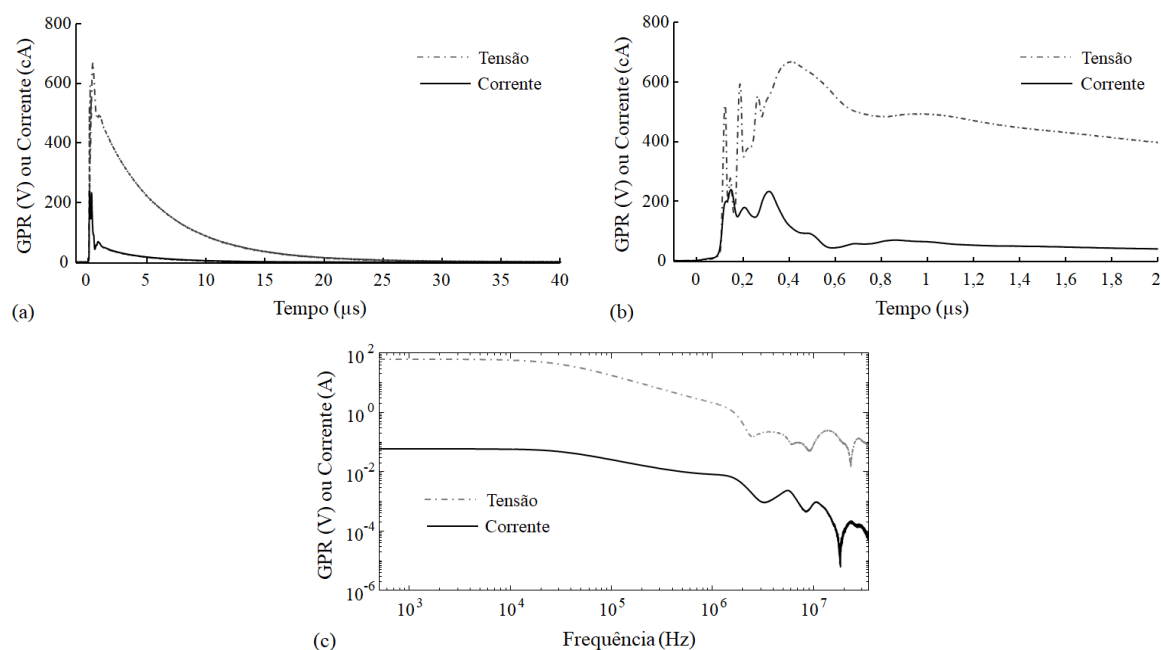
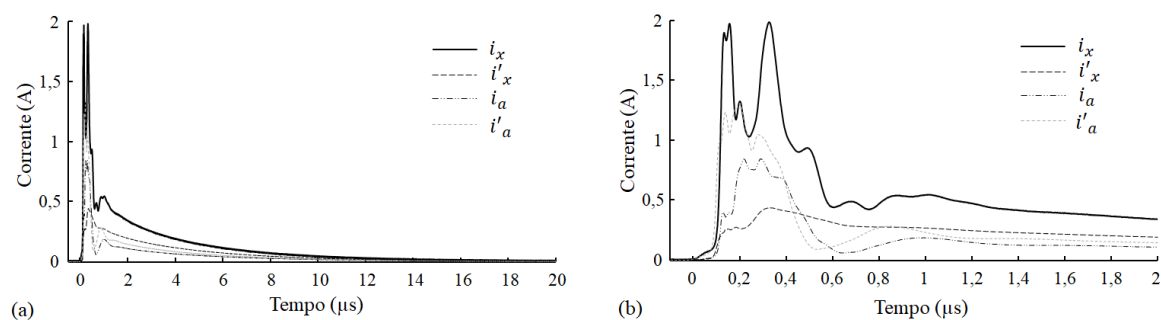


Figura 3.27. Curvas de corrente e GPR medidas com o uso do método clássico, Caso C2. (a) no domínio do tempo; (b) zoom nos primeiros microssegundos; (c) no domínio da frequência.



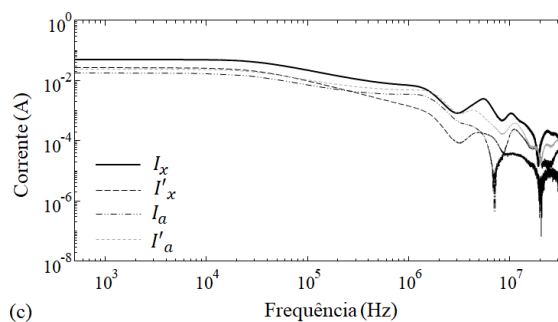


Figura 3.28. Curvas de corrente medidas com o uso do método das correntes, Caso C2. (a) no domínio do tempo; (b) zoom nos primeiros microssegundos; (c) no domínio da frequência.

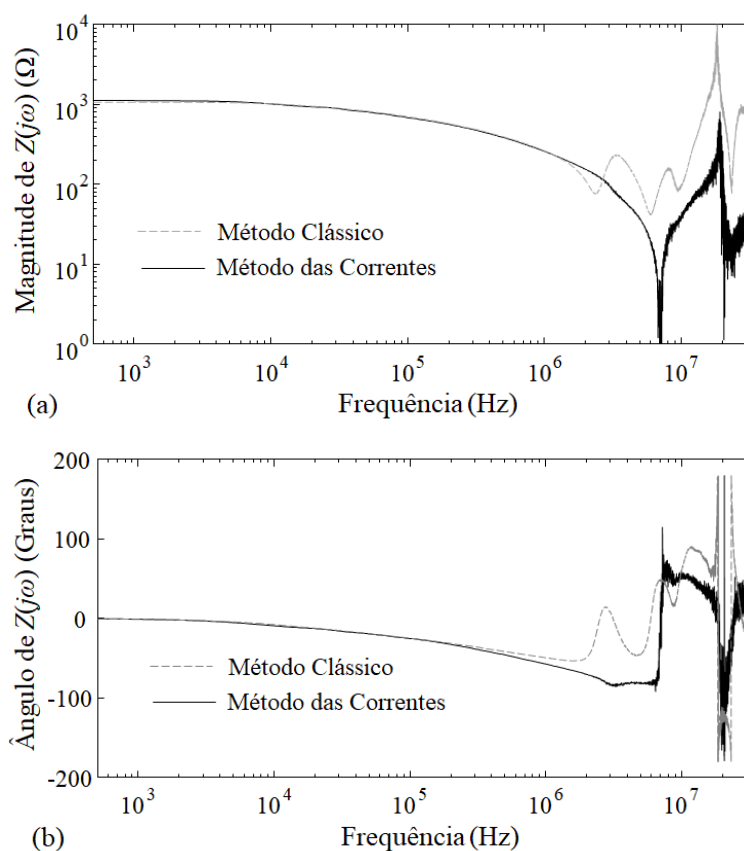


Figura 3.29. Curvas da impedância medidas no estudo de Caso C2. (a) magnitude; (b) ângulo de fase.

A diferença percebida entre as curvas não era esperada, e pode estar associada a efeitos no circuito de medição, deteriorando a resposta de pelo menos um dos métodos em frequências acima de 1 MHz. Dentre os efeitos possíveis estão: i) a possibilidade do acoplamento entre os condutores dos circuitos auxiliares, ainda que este acoplamento tenha sido mitigado com a disposição escolhida para os condutores do arranjo de medição, ii) efeitos de reflexão e as consequentes ressonâncias nos condutores dos circuitos auxiliares, incluindo as condições terminais destes circuitos, entre outras. As causas desse fenômeno não foram investigadas com detalhes, sendo esta uma das propostas de continuidade deste trabalho de doutoramento.

Para investigar a validade dos métodos a partir de 1 MHz, duas formas distintas foram tentadas. Uma nova medição, com onda de corrente rápida, porém distinta da onda que gerou os resultados apresentados anteriormente, e a comparação com resultados calculados. Ambas as tentativas são apresentadas nas próximas subseções.

Para baixa frequência (500 Hz), as magnitudes da impedância medida foram $1104 \, \Omega$ para o método das correntes e $1061 \, \Omega$ para o método clássico. Quando comparado com o valor R_{DC} medido, o método das correntes resulta em uma diferença de +0,8%, enquanto o método clássico resulta em uma diferença de -3,1%. Os valores comparados são suficientemente pequenos para garantir a validade de ambos os arranjos na representação das características do aterramento em baixa frequência.

3.3.3.3. Caso C3

Para o Caso C3, assim como no caso anterior, foi utilizada uma onda de corrente rápida, isto é, com tempo de frente curto. Para este caso, a onda de corrente possui tempo de frente de aproximadamente 50 ns, o que faz com que a onda injetada no aterramento possua energia significativa em frequências mais altas, melhorando a relação sinal-ruído nas ondas medidas.

O método clássico e o método das correntes foram aplicados, e as ondas medidas, no domínio do tempo e no domínio da frequência, são apresentadas na Figura 3.30 e na Figura 3.31.

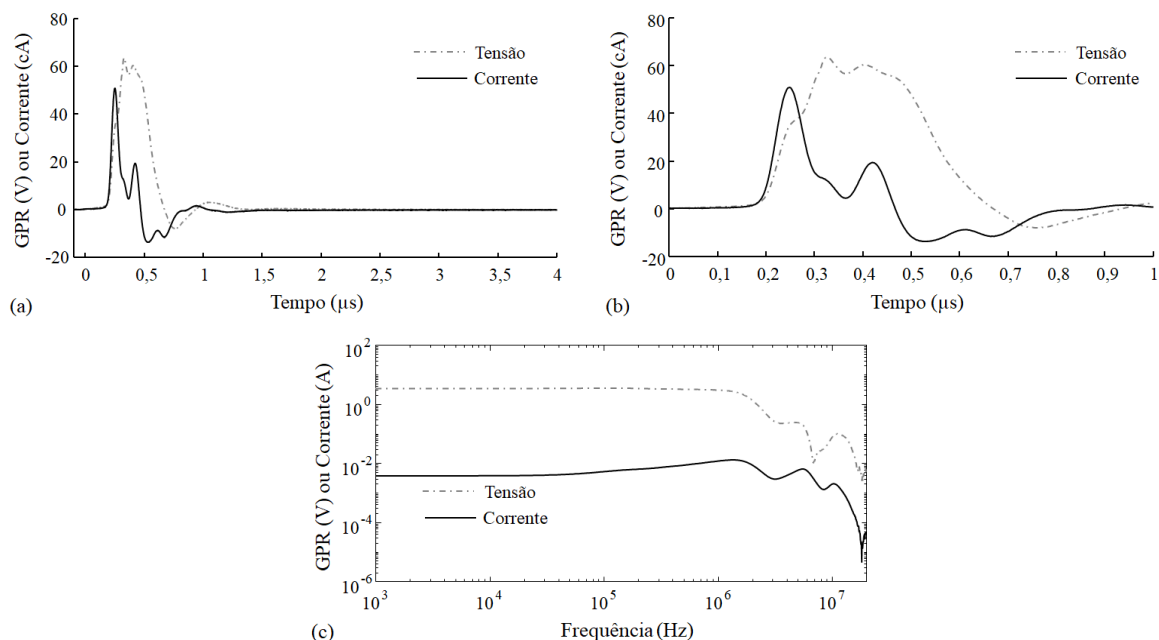


Figura 3.30. Curvas de corrente e GPR medidas com o uso do método clássico, Caso C3. (a) no domínio do tempo; (b) zoom nos primeiros microssegundos; (c) no domínio da frequência.

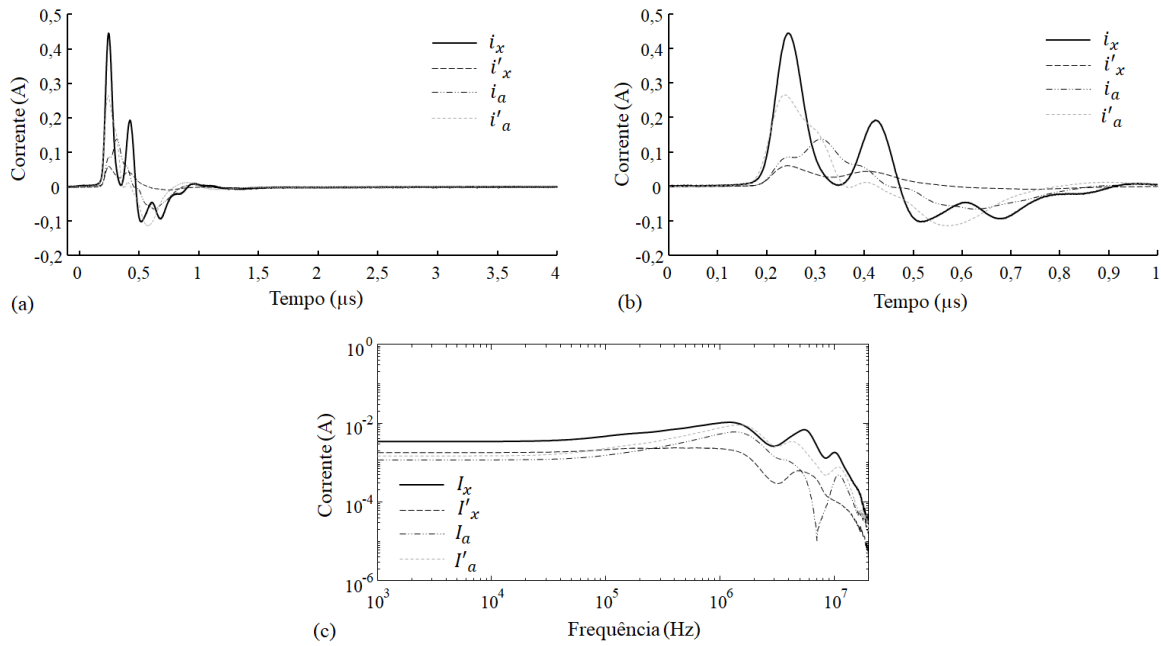


Figura 3.31. Curvas de corrente medidas com o uso do método das correntes, Caso C3. (a) no domínio do tempo; (b) zoom nos primeiros microssegundos; (c) no domínio da frequência.

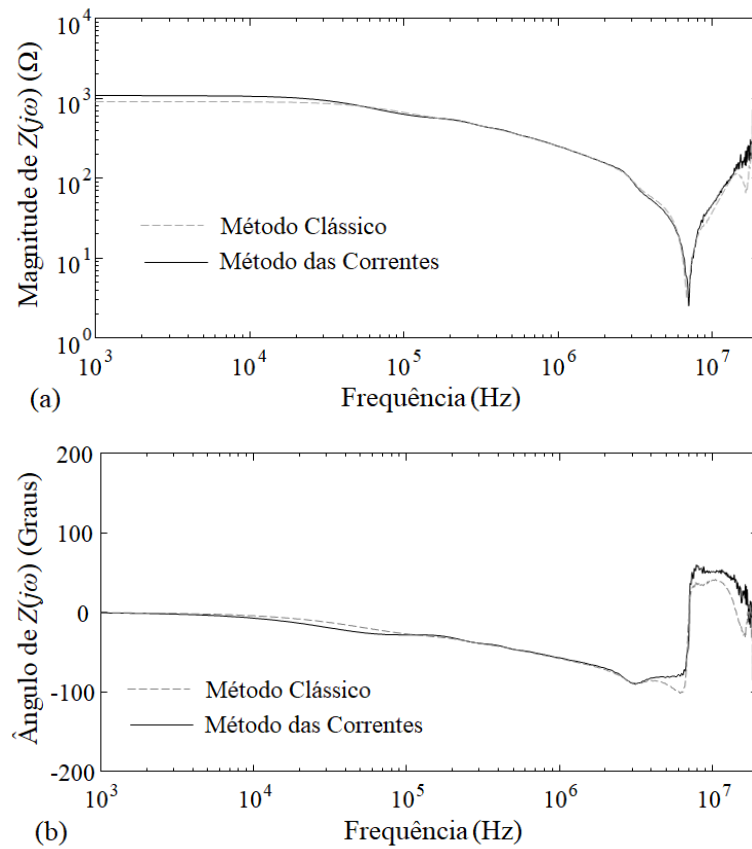


Figura 3.32. Curvas da impedância medidas no estudo de Caso C3. (a) magnitude; (b) ângulo de fase.

As curvas de impedância medidas para o Caso C3 estão mostradas na Figura 3.32, de onde se pode notar uma boa proximidade entre os resultados obtidos pelos diferentes métodos. Diferentemente do caso anterior, tanto a curva de magnitude quanto de fase, para este caso, levou a resultados equivalentes para toda a faixa de frequência analisada.

A impedância medida para baixa frequência, isto é, neste caso, 1 kHz, levou a valores de magnitude iguais a 1076Ω e $909,6 \Omega$, para o método das correntes e para o método clássico, respectivamente. Quando comparados com o valor medido para a resistência em corrente contínua, esses valores apresentam um desvio, nesta ordem, de -1,7% e -17%. Para o Caso C3, a onda de corrente utilizada possui cauda extremamente curta (ver Figura 3.30.a e Figura 3.31.a), o que faz com que a energia das ondas medidas em baixa frequência seja menor (ver Figura 3.30.c e Figura 3.31.c) que nos demais casos avaliados nesta seção. Apesar disto, o desvio encontrado na aplicação do método das correntes é suficientemente pequeno, permitindo validar o mesmo para a caracterização do aterramento também em baixas frequências. Por outro lado, o desvio obtido na aplicação do método clássico em baixa frequência pode ser considerado elevado.

Ao se comparar as curvas da Figura 3.32 com as da Figura 3.29, fica clara a proximidade entre as impedâncias medidas para o Caso C3, com aquela medida pelo método das correntes no estudo de Caso C2. Essa comparação, apesar de não ser ainda conclusiva, fornece um forte indicativo de que a curva medida pelo método das correntes pode ser a medição correta do caso anterior. Para verificar essa tendência, a próxima subseção apresenta a comparação entre a impedância medida e a impedância calculada para o arranjo do Caso C.

3.3.3.4. Considerações adicionais do Caso C

Assim como foi feito para o Caso B, o arranjo do Caso C foi também simulado. As curvas de impedância calculadas, considerando o modelo TL com parâmetros elétricos fixos e com parâmetros elétricos do solo dependentes da frequência, com os modelos propostos em [46] e [43], foram comparadas com a curva medida, no Caso C2, com o método das correntes. A Figura 3.33 mostra essa comparação.

Para a simulação considerando parâmetros elétricos fixos, foi utilizado o valor 25 para a permissividade elétrica relativa, ϵ_r . A resistividade elétrica adotada, neste caso, é a mesma resistividade aparente descrita na Tabela 3.2, isto é, $2800 \Omega\text{m}$. Para as simulações que consideram a dependência dos parâmetros elétricos do solo com a frequência, o valor da resistividade aparente foi utilizado como entrada no modelo, isto é, $\rho_0 = 2800 \Omega\text{m}$.

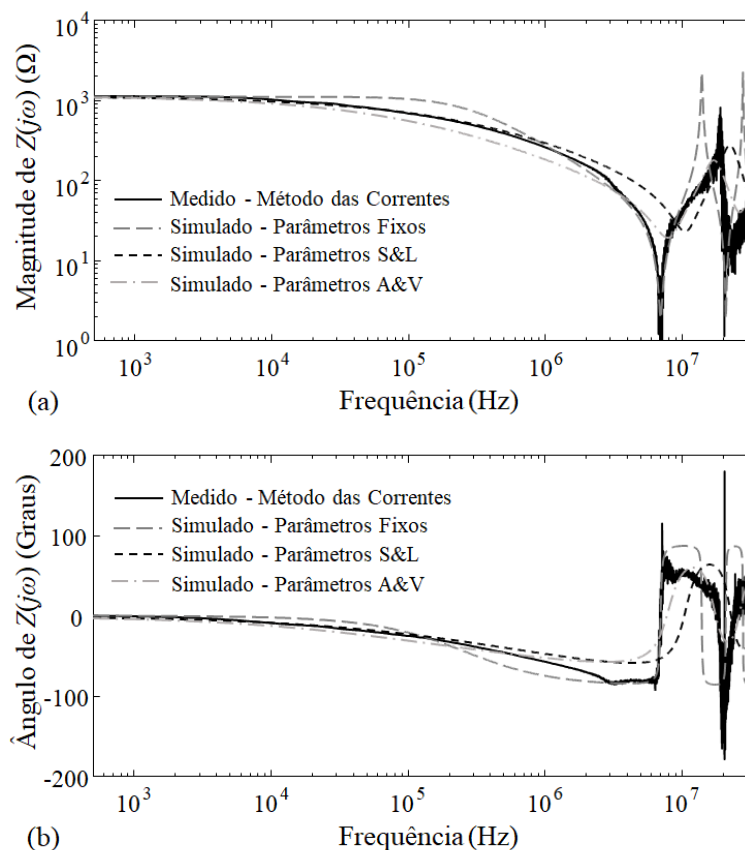


Figura 3.33. Comparação entre curvas medida e simuladas, para o arranjo do Caso C. (a) magnitude; (b) fase.

Antes de analisar os resultados descritos na Figura 3.33, se fazem necessárias algumas considerações acerca dos modelos de variação dos parâmetros elétricos do solo utilizados. Para o modelo proposto por Smith e Longmire [43], a validade do mesmo está na faixa de frequência de 100 Hz – 200 MHz, enquanto o modelo proposto por Alípio e Visacro [46], possui validade para a faixa de frequência de 100 Hz – 4 MHz. Para o resultado medido, a relação-sinal ruído presente na curva permite uma comparação com razoável confiabilidade até frequências de aproximadamente 30 MHz. Nesse caso, toda a curva simulada para o modelo que utiliza a proposição Smith e Longmire é naturalmente válida na comparação. Por outro lado, apesar de mostrar a curva simulada para toda a faixa de frequências de interesse usando o modelo proposto por Alípio e Visacro, não se pode afirmar a validade do mesmo após a frequência limite proposta pelos autores, o que torna a comparação, nessa faixa, teoricamente incompatível, apesar de mantida nesta análise.

A Figura 3.34 mostra detalhes das curvas de impedância já apresentadas na Figura 3.33. Para facilitar a análise, as curvas foram destacadas em três diferentes faixas de frequência, como mostrado. No primeiro trecho, faixa de frequências entre 500 Hz e 10 kHz, todos os modelos adotados nos cálculos são representações razoavelmente boas para a curva medida, resultando em diferenças menores que 10% para a magnitude.

Para a faixa de frequência entre 10 kHz e 1 MHz, é possível notar um grande desvio da curva medida para a calculada considerando o modelo com parâmetros elétricos invariantes com a frequência. Nessas frequências, a curva medida possui comportamento mais bem representado pelos modelos com parâmetros elétricos do solo dependentes da frequência, sendo o modelo proposto por Smith e Longmire, neste caso, aquele que melhor representou o comportamento do arranjo.

Para a última faixa de frequências analisada, isto é, entre 1 MHz e 35 MHz, se observa uma melhor representatividade do modelo de parâmetros elétricos invariantes na frequência, sobretudo entre 1 MHz e 10 MHz. A partir de 10 MHz, porém, a comparação é prejudicada pela relação sinal-ruído da curva medida, mas o que se percebe é que não há grande convergência das curvas calculadas com aquela obtida por meio de medição, apenas uma tendência similar entre as formas de onda.

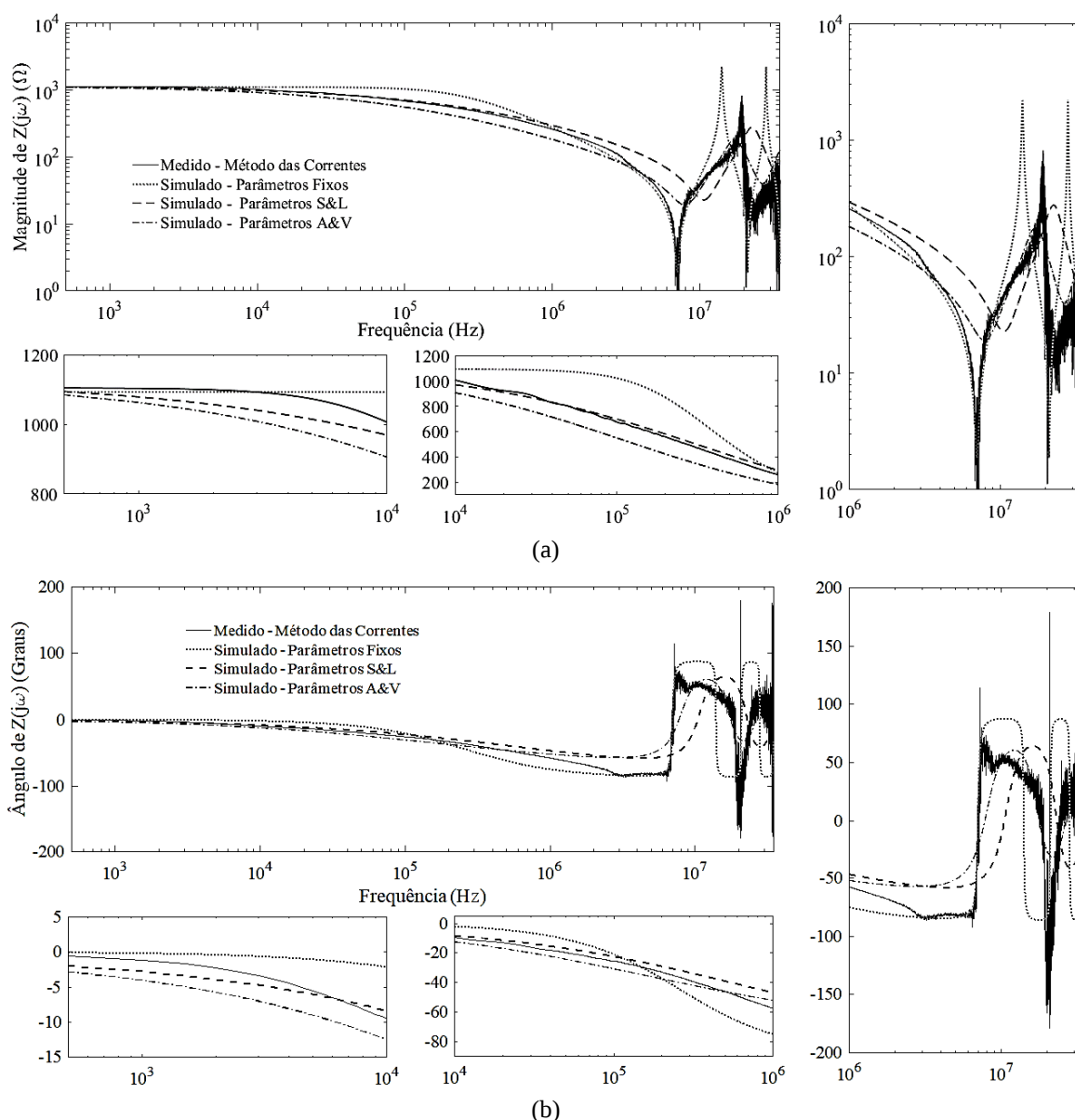


Figura 3.34. Comparação entre curvas de impedância medida e simuladas, para o arranjo do Caso C. (a) magnitude; (b) fase.

Ainda com relação as curvas simuladas, a Figura 3.33 e a Figura 3.34 evidenciam a resposta para a dúvida levantada na análise dos resultados medidos para o Caso C2. Para aquele caso, fica evidente, posto a semelhança das curvas calculadas com a curva medida a partir do método das correntes, que a divergência entre as curvas medidas no Caso C2 se deveu a problemas no método clássico. Possíveis causas para este efeito foram discutidas na seção 3.3.3.2.

Para concluir a análise dos dados de medição nos arranjos de aterramento, uma última comparação é proposta. Na Figura 3.35 são confrontadas todas as curvas de impedância medidas, a partir do método das correntes, para o Caso C.

Como pode ser observado, cada uma das ondas de corrente usadas na medição do Caso C carrega características muito distintas entre si. Essas características refletem, essencialmente, na banda de frequência a que se poderá descrever, com segurança, a impedância de aterramento medida. Na realidade, haverá sempre, quando se trata da análise de curvas de medição, uma relação de compromisso entre a forma de onda utilizada e a relação sinal-ruído a que o sistema de aquisição de dados utilizado é capaz de entregar. Nesse sentido, quanto melhor for a relação sinal-ruído percebido pelo sistema de medição, menos particular poderá ser a onda de corrente utilizada.

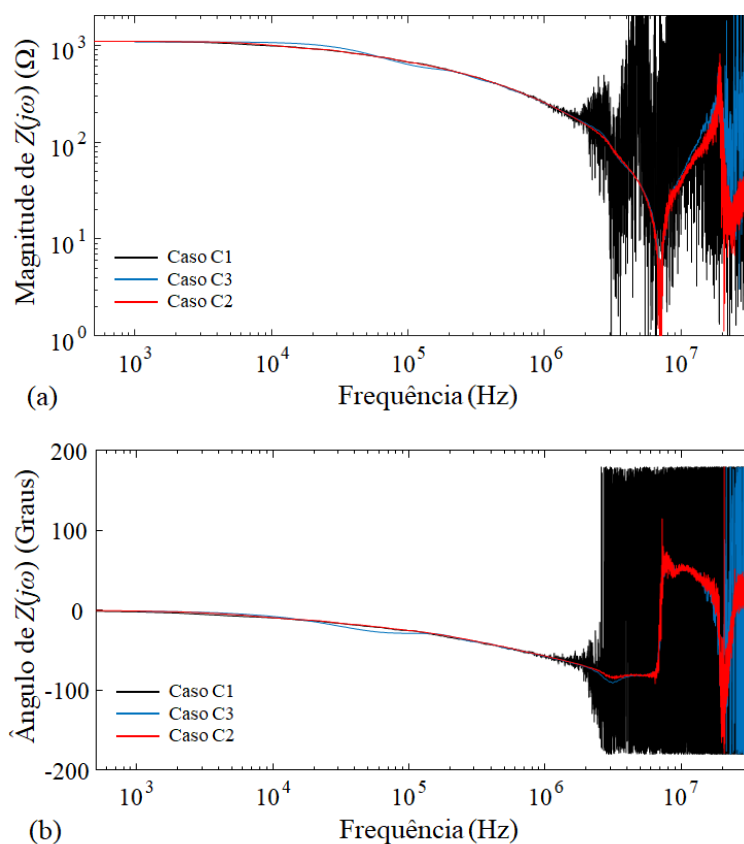


Figura 3.35. Comparação entre curvas de impedância medida e simuladas, para o arranjo do Caso C. (a) magnitude; (b) fase.

Todas as curvas de impedância mostradas na Figura 3.35 foram obtidas a partir de um mesmo sistema de aquisição de dados. Desta forma, portanto, é possível desacoplar a relação de compromisso entre a capacidade do sistema de aquisição de dados, da característica das ondas de corrente utilizadas, e, assim, analisar apenas os efeitos destas.

A primeira onda de corrente utilizada, Caso C1, possui tempo de frente muitas vezes maior que o tempo de frente das ondas de corrente dos Casos C2 e C3. Essa característica faz com que a onda de corrente do Caso C1 possua baixa energia em altas frequências, quando confrontada às demais. Para verificar este efeito, basta comparar as ondas da Figura 3.25.b com as ondas da Figura 3.31.c. Este efeito faz com que a descrição da impedância calculada sofra mais fortemente os efeitos dos ruídos introduzidos pela medição, em frequências cada vez menores, para quanto maior for o tempo de frente da onda utilizada. A Figura 3.35 apresenta, claramente, os efeitos discutidos aqui.

Um efeito similar ocorre para a cauda das ondas de corrente adotadas. Ao compararmos as ondas de corrente dos Casos C1 e C3, por exemplo, fica evidente a diferença entre a duração da cauda das respectivas ondas. Neste caso, quanto menor for a cauda da onda de corrente adotada, menor energia esta onda possuirá em menores frequências. A comparação das ondas de corrente da Figura 3.25.b com as ondas da Figura 3.31.c evidencia este efeito. Caso a energia da onda em baixas frequências seja excessivamente baixa (provocada pela adoção de uma onda de corrente com cauda extremamente curta), a relação sinal-ruído, entregue pelo processo de medição, poderá afetar também a região de baixas frequências. Apesar da onda de corrente adotada no Caso C3 ser extremamente curta, se analisarmos os tipos de onda geralmente adotadas em medição de aterramentos, a magnitude da onda em baixas frequências foi suficiente para garantir uma boa caracterização do aterramento.

Para efeitos práticos, utilizar ondas de corrente com tempos de frente rápidos se mostra uma melhor alternativa para a caracterização do arranjo de aterramento em uma maior faixa de frequência. Essa característica implica a necessidade de possuir um sistema de medição com tempo de resposta rápido, e requer cuidados adicionais com a escolha dos sensores utilizados. O tempo de duração da cauda da onda de corrente, por outro lado, se mostra menos sensível na caracterização do arranjo, desde que se meça toda a dinâmica da onda, garantindo a possibilidade de adoção da técnica de adição de zeros (*zero padding*) para construção da resposta em frequência por meio da transformada rápida de Fourier. É claro que, ainda assim, o limite para a adequação da cauda da onda de corrente dependerá, também, da relação sinal ruído que o sistema de medição adotado é capaz de entregar.

Por outro lado, a síntese das ondas de corrente baseado em técnicas de modelagem paramétrica pode resultar em facilitadores de conversão entre os domínios do tempo e da frequência, permitindo maior flexibilidade na escolha das ondas de corrente usadas na excitação do aterramento, reduzindo ou eliminando as complicações inerentes aos processos de transformadas de domínio, como os efeitos de truncamento dos sinais medidos, por exemplo.

3.4. Considerações de Ordem Prática

O Método das Correntes, apresentado neste capítulo, e o Método da Carga, apresentado no Capítulo 2, são complementares e permitem a direta aplicação de qualquer deles por meio das mesmas curvas medidas. Essa característica é bastante interessante, pois além de permitir a extração de um maior número de informações a respeito do arranjo de aterramento, permite também verificar a correta aplicação dos métodos, quando tiverem seus valores comparados na região de baixas frequências.

Com relação a aplicação simultânea dos métodos baseado na medição de correntes, atenção especial deve ser dada ao acoplamento entre os circuitos auxiliares de medição, uma vez que, para o método das correntes, este acoplamento pode se tornar impactante nos resultados medidos.

A impedância do circuito de injeção de corrente na malha de aterramento sob teste, em particular a indutância do condutor deste circuito, pode levar a desvios nas curvas medidas. Para se evitar este tipo de falseamento, o ponto de divisão de corrente entre a malha de interesse e a malha auxiliar deverá estar o mais próximo possível do ponto de acesso ao aterramento, i.e., do ponto de injeção de corrente na malha de interesse, de forma a minimizar o comprimento do condutor utilizado.

Para aplicar o Método das Correntes aprimorado, equação (2.6), o resistor de medição utilizado, R_m , deverá ser predominantemente resistivo para toda a faixa de frequências de interesse na medição. Em outras palavras, o resistor adotado deverá ser não indutivo, e, para a faixa de frequências de interesse, não apresentar parcelas reativas consideráveis.

3.5. Considerações Finais

Neste capítulo foi apresentado, discutido e validado, um novo método para a medição da impedância de arranjos de aterramento. O Método das Correntes foi avaliado por meio de simulações, com e sem ruídos típicos de medição, por uma medição em bancada e através de diversas medições de arranjos de aterramento. Os resultados obtidos evidenciaram que o novo método é capaz de caracterizar adequadamente arranjos de aterramento diversos.

Os resultados experimentais obtidos auxiliaram na validação do arranjo e permitiram a discussão de algumas características inerentes ao processamento dos dados medidos, de forma a garantir a descrição segura do arranjo.

IV

CARACTERIZAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE ELETRODOS DE ATERRAMENTO NO DOMÍNIO DO TEMPO

4.1. Introdução

Neste capítulo, uma nova metodologia para o estudo de eletrodos de aterramento é apresentada, discutida e validada. Dentro deste contexto, o principal conceito explorado parte do pressuposto que, após se medir um par de vetores de dados que relacionem entrada e saída de um sistema dinâmico linear e invariante no tempo (LIT), esse sistema poderá ser adequadamente descrito mediante o processamento desses vetores de dados, de forma que se possa extrair dos mesmos a resposta ao impulso do sistema sob análise.

A metodologia proposta é relativamente simples de ser aplicada, e uma vez conhecida a resposta ao impulso através das curvas medidas, a resposta do aterramento a outras formas de onda pode ser determinada por meio de uma operação de convolução. Essa é uma abordagem poderosa para efeitos práticos, garantindo que a resposta temporal do aterramento sob análise seja conhecida para ondas de interesse, como as representativas de descarga atmosféricas, ou mesmo as formas de onda normalizadas para ensaios de suportabilidade de isolamento, por exemplo, sem que a medição do aterramento precise ser realizada para todas as diferentes formas de onda necessárias na análise, ou mesmo sem que seja necessário dispor de diferentes geradores para se obter as respectivas formas de onda.

Algumas particularidades e limitações da técnica são mencionadas ao longo do capítulo. Dentre essas particularidades cabem, como exemplo, algumas limitações do uso da metodologia proposta para caracterizar sistemas dinâmicos não lineares, como é o caso de arranjos de aterramento submetidos a valores muito elevados de corrente. Além disso, como a resposta da malha é obtida por meio de medição, a metodologia carrega a vantagem de ter os efeitos da dependência dos parâmetros elétricos do solo com a frequência, por exemplo, naturalmente considerados.

Este capítulo é dividido em três partes majoritárias. Na primeira, são apresentados os conceitos matemáticos que sustentam a metodologia de síntese da resposta do aterramento, detalhando a

estratégia de abordagem ao problema. Na segunda, um conjunto de simulações computacionais é apresentado, de forma a se verificar a eficácia da técnica e compreender seu potencial de aplicação. Para isso, um arranjo de aterramento composto por um cabo contrapeso foi simulado, utilizando a teoria de linhas de transmissão. Por fim, na terceira parte do capítulo, são apresentados os resultados da aplicação da técnica em curvas de medições em arranjos reais de aterramento. Os resultados obtidos, tanto por simulações computacionais quanto experimentais, evidenciam a viabilidade de aplicação da técnica.

4.2. Descrição da Metodologia de Identificação

Muitos dos conceitos de identificação de sistemas são bastante conhecidos, e enormemente aplicados em diversas áreas do conhecimento. Esses conceitos permitem a criação de modelos capazes de descrever desde sistemas simples, àqueles extremamente complexos e inatingíveis por outras abordagens que não a de identificação. Neste trabalho, algumas das técnicas disponíveis para a identificação de sistemas dinâmicos são discutidas e aplicadas. A abordagem adotada foi, por escolha, determinada como sendo uma modelagem caixa preta, que, por definição, é aquela em que pouco ou nenhum conhecimento do sistema é necessário a priori [74].

A escolha pela modelagem caixa preta se justifica, uma vez que, apesar de existirem excelentes modelos físicos para descrever os mais variados arranjos de aterramento, raramente é possível ter acesso a informações precisas sobre as características do solo onde o arranjo de aterramento foi instalado, além de, claro, as condições em que determinado sistema de aterramento se encontra, após o decorrer de anos ou mesmo décadas desde a sua instalação. Eventualmente, dependendo das características e dificuldades na identificação de cada arranjo a ser estudado, pode-se optar pela escolha de uma modelagem do tipo caixa cinza, que é aquela onde alguma característica do arranjo de aterramento é conhecida e utilizada como forma de aprimorar a identificação.

Algumas definições acerca do modelo se fazem importantes. Nesse sentido, busca-se modelar um sistema dinâmico, isto é, um modelo em que a evolução temporal do sistema é considerada. O modelo de interesse é definido como discreto, apesar de representar um sistema real contínuo, pois tem como entrada variáveis amostradas pelo processo de medição. Para a modelagem de arranjos de aterramento, onde geralmente a excitação do sistema se dá pela injeção de uma única onda de corrente, e a saída de interesse para essa excitação é a tensão resultante da integral do campo elétrico na superfície do solo, através de um caminho definido, para um ponto suficientemente distante do aterramento (que, como discutido no capítulo anterior, será denominado como GPR), tem-se que o

modelo a ser obtido é um modelo monovariável. Além disso, o modelo a ser identificado é um modelo determinístico, que pode ser expresso de forma paramétrica ou não paramétrica.

A identificação do sistema de interesse pode ser feita com base em duas diferentes abordagens: i) através do domínio do tempo, isto é, quando o conjunto de dados é composto por uma sequência de amostras discretizadas no tempo, ou ii) através do domínio da frequência, que é a condição onde o conjunto de dados é composto por uma sequência de amostras discretizadas na frequência. O conjunto de dados pode ser obtido diretamente nos respectivos domínios descritos, ou convertidos de um domínio ao outro, caso essa conversão acrescente vantagens à identificação.

Nesse capítulo, o foco da abordagem de identificação se dá para um conjunto de dados obtido diretamente no domínio do tempo. A técnica utilizada se baseia no método iterativo proposto pelos pesquisadores K. Steiglitz e L. E. McBride [75]. Segundo os autores, o método iterativo (que atualmente recebe o nome Steiglitz-McBride) é capaz de identificar um sistema linear a partir de amostras dos sinais de excitação e de resposta do sistema, na presença de ruído, minimizando o erro quadrático médio entre as saídas do sistema e do modelo. O modelo identificado, $H(z)$, é descrito por meio de uma função de transferência, definida por uma razão de polinômios em z^{-1} , como apresentado na equação (4.1),

$$H(z) = \frac{B(z)}{A(z)} = \frac{b_0 + b_1 z^{-1} + \dots + b_{(nb)} z^{-nb}}{a_0 + a_1 z^{-1} + \dots + a_{(na)} z^{-na}} \quad (4.1)$$

onde z é uma variável complexa, sem dimensão física, que descreve um plano onde estão alocados os polos e zeros da função de transferência descrita por $H(z)$.

A resposta ao impulso do sistema identificado, $h(n)$, (onde n é a representação, no domínio do tempo discreto, para o tempo), pode então ser obtida a partir do modelo paramétrico descrito por $H(z)$. Uma vez que $h(n)$ tenha sido determinada, o comportamento do sistema dinâmico que modela o arranjo de aterramento está definido, diretamente no domínio do tempo discreto, e poderá ser utilizado na descrição da resposta deste para quaisquer ondas de solicitação, desde que estas respeitem a faixa de linearidade do arranjo de aterramento. Em outras palavras, esta restrição significa que deverá haver um critério de limitação para a escolha da onda de corrente, uma vez que esta não poderá levar, caso fosse injetada no aterramento, à condição de ionização, por não haver, no modelo, a consideração necessária para caracterizar essa não-linearidade.

Ainda com relação aos efeitos de não-linearidades, ressalta-se que, caso o par de curvas de excitação e resposta do aterramento tenha sido medido na condição em que o sistema se encontra sob efeito de ionização do solo, o modelo obtido a partir destes vetores permitirá a identificação do sistema unicamente para o ponto de operação não-linear que tenha gerado o conjunto de dados. Essa é uma importante limitação do modelo de identificação adotado, uma vez que a reconstrução da

resposta do aterramento, a partir de outras ondas de corrente, não possuirão mais correspondência com aquele ponto de operação.

Todavia, para efeitos práticos, a caracterização de arranjos de aterramento é realizada, na grande maioria dos casos, para a região de linearidade deste. Isso se deve ao fato de que os sistemas utilizados na medição de arranjos de aterramento se baseiam na aplicação de ondas de corrente de pequena magnitude, não sendo capazes, portanto, de provocar a ionização do solo. Além disso, os efeitos de ionização do sistema de aterramento, como mostrados em [42], [76], resultam em valores menos conservativos para a caracterização do arranjo.

Para se obter o modelo de um sistema LIT, foi utilizada a rotina computacional baseada no método de Steiglitz-McBride [75], presente no software MATLAB®. Essa função utiliza como entrada os vetores de dados de excitação e resposta do sistema a ser modelado, que correspondem, no caso de interesse, respectivamente à corrente injetada no aterramento e à GPR. O algoritmo solicita que seja informado, a priori, o número de polos e zeros da função de transferência a ser sintetizada, além do número de iterações que a rotina deverá executar.

Outros métodos de identificação no domínio do tempo [74], [77], [78] incluindo variantes diretas do método de Steiglitz-McBride [78], [79], podem ainda ter seus desempenhos investigados para o problema abordado neste capítulo. Além disso, nos casos de aplicação em métodos não convencionais de medição, onde os vetores medidos não representam uma relação direta entre a entrada e a saída do sistema a ser modelado, caso descrito na Seção 4.7, métodos de identificação no domínio da frequência podem também levar a bons resultados, reduzindo o esforço computacional.

4.3. Avaliação por meio de Simulações Computacionais

Para a simulação das condições pressupostas e verificação de viabilidade da metodologia, se faz necessário obter dados que relacionem a entrada e a saída de um determinado sistema dinâmico de interesse. No caso de aplicação ao estudo de aterramentos, o que se pretende é obter a descrição do sistema por meio de uma impedância. Para isso, o vetor de entrada do sistema, a corrente injetada no aterramento, e o vetor de resposta do sistema, a GPR, deverão ser adequadamente obtidos. Vale destacar que, ao se descrever o sistema de interesse com base na relação entre tensão e corrente, assume-se como premissa que a metodologia clássica de medição esteja sendo simulada. Apesar da premissa adotada, será discutido, na Seção 4.7, que uma abordagem similar poderá ser aplicada para a síntese da resposta ao impulso em curvas outras, que não apenas aquelas obtidas com o método clássico.

O modelo de cálculo da impedância adotado nas simulações é baseado na Teoria de Linhas de Transmissão, conforme descrito em [39], [41], [71]. Este modelo foi escolhido por apresentar notável simplicidade computacional e boa representação do sistema estudado [71], [80], levando em consideração as características geométricas e os parâmetros elétricos escolhidos. Vale observar que, como o objetivo está em verificar a capacidade de síntese de um modelo para a resposta ao impulso, até mesmo a representação a partir de parâmetros concentrados poderia suportar as simulações. A Figura 4.1 representa o arranjo de aterramento modelado. Ele é composto por um cabo contrapeso, enterrado em um solo uniforme e acessado a partir de uma de suas extremidades. A corrente é injetada no aterramento a partir da extremidade acessível, e a GPR é obtida para este mesmo ponto.

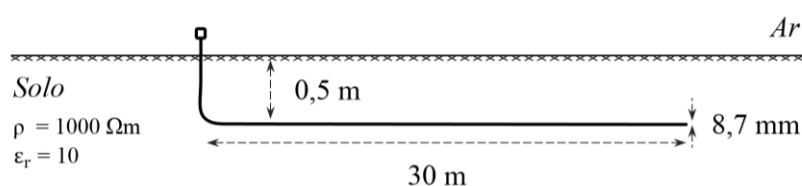


Figura 4.1. Representação do arranjo de aterramento modelado nas simulações.

Diferentes formas de onda de corrente (calculadas e medidas) foram adotadas nas simulações, com objetivo de verificar a influência destas na qualidade da síntese da resposta ao impulso. O estudo da influência de diferentes formas de onda se justifica, uma vez que é a forma de onda da corrente de sollicitação o principal fator determinante da banda de frequência de excitação do aterramento.

A partir dos resultados simulados, a metodologia descrita na seção anterior foi aplicada, tendo como variáveis de entrada os vetores de dados simulados, $v(n)$ e $i(n)$, e estes resultados são apresentados nas próximas subseções.

4.3.1. Simulação com ondas de corrente calculadas

A partir de expressões analíticas, foram geradas curvas de corrente rápidas para serem utilizadas na síntese do arranjo de aterramento. Neste sentido, entende-se por onda de corrente rápida aquela com tempo de frente muito menor que as ondas de corrente representativas, ou mesmo reais, dos fenômenos de sollicitação de maior interesse, isto é, aqueles em que o comportamento do aterramento necessite ser analisado. Para o caso do estudo de aterramentos, essas ondas de corrente podem estar associadas a diferentes origens, partindo desde eventos de curto-circuito do sistema elétrico – correntes em frequências muito baixas, isto é, variando desde zero hertz a algumas centenas de hertz –, até fenômenos com variação temporal rápida, como as descargas atmosféricas ou mesmo as correntes geradas por surtos de manobra em subestações, onde as componentes de frequência de até

alguns milhões de hertz podem estar contidas na corrente de solicitação para a qual se deseja conhecer a resposta do aterramento.

Do ponto de vista teórico, a adoção de ondas de corrente rápidas como entrada para a realização da modelagem não é estritamente necessária. Entretanto, como há uma relação direta entre o tempo de frente da onda utilizada e a energia que esta onda carrega em componentes de frequência mais elevadas, utilizar ondas de corrente mais lentas, quando estas são obtidas por meio de medição, podem acarretar em comprometimento da qualidade da síntese obtida para a resposta ao impulso do sistema, uma vez que a relação sinal-ruído em altas frequências, isto é, a relação entre a energia da onda de corrente em altas frequências e a energia dos ruídos introduzidos pelo processo de medição, torna difícil a distinção do sinal a ser modelado. Nesse cenário, portanto, utilizar ondas de corrente mais rápidas para obter a síntese do aterramento é uma boa prática, ainda que, como mencionado, não seja estritamente necessária.

A definição do tempo de frente para que a onda seja considerada adequada dependerá de dois principais fatores: da relação sinal-ruído que o sistema de medição é capaz de entregar, e dos fenômenos de interesse a que se pretende analisar o aterramento por meio da resposta ao impulso. Por exemplo, quanto pior for a relação sinal-ruído de um determinado sistema de medição, mais energia deverá possuir a onda nas frequências de maior interesse para o modelo, resultando na necessidade de uma onda com tempo de frente menor. Por outro lado, quanto mais lento for o fenômeno de interesse a ser reconstruído a partir da resposta ao impulso, maior poderá ser o tempo de frente das ondas utilizadas para a modelagem, sem que isso impacte de forma significativa. Vale ressaltar que a determinação de um critério fechado para esta escolha é de grande interesse prático, mas não faz parte dos objetivos do presente trabalho.

Para as simulações presentes nesta seção, espera-se que a síntese da resposta ao impulso obtida seja capaz de caracterizar o aterramento de forma a permitir que os efeitos de ondas de corrente representativas de surtos atmosféricos sejam devidamente analisados. O Guia do IEEE para a melhoria do desempenho de linhas aéreas de alta tensão frente a descargas atmosféricas (IEEE 1410-2010) [53], sugere a adoção da frequência de 124 kHz, quando lidando com cálculo de parâmetros para estudos envolvendo primeiras descargas de retorno, e 516 kHz, quando lidando com descargas subsequentes. Uma vez definidas as frequências representativas para o fenômeno de interesse, espera-se que as ondas a serem utilizadas na metodologia de síntese de $h(n)$ possuam uma faixa de frequência que inclua aquelas definidas pelo Guia. Vale destacar que, apesar de se empregar as frequências representativas como critério na definição das ondas utilizadas, tanto os fenômenos reais quanto a corrente adotada na síntese possuem um amplo espectro de frequências, podendo conter informação com energia significativa em frequências maiores que as descritas.

Quatro diferentes formas de onda de corrente foram utilizadas nas simulações, casos A, B, C e D. Estas curvas são apresentadas na Figura 4.2. Nesta mesma figura são apresentadas também as curvas

de GPR na terminação do eletrodo, provocada pela passagem da respectiva corrente de solicitação. No Caso A, Figura 4.2.a, foi utilizada uma corrente no formato de uma função exponencial, com tempo de frente de 0,1 μ s. No Caso B, Figura 4.2.b, a onda utilizada possui a forma de uma dupla exponencial, 0,1/2,5 μ s. Para o Caso C, Figura 4.2.c, utilizou-se uma onda de corrente trapezoidal, possuindo tempo de frente de 0,3 μ s. No Caso D, Figura 4.2.d, a onda utilizada possui a forma de uma dupla exponencial, 1,2/50 μ s. Todas as ondas de corrente foram normalizadas para terem amplitude máxima de 1 A.

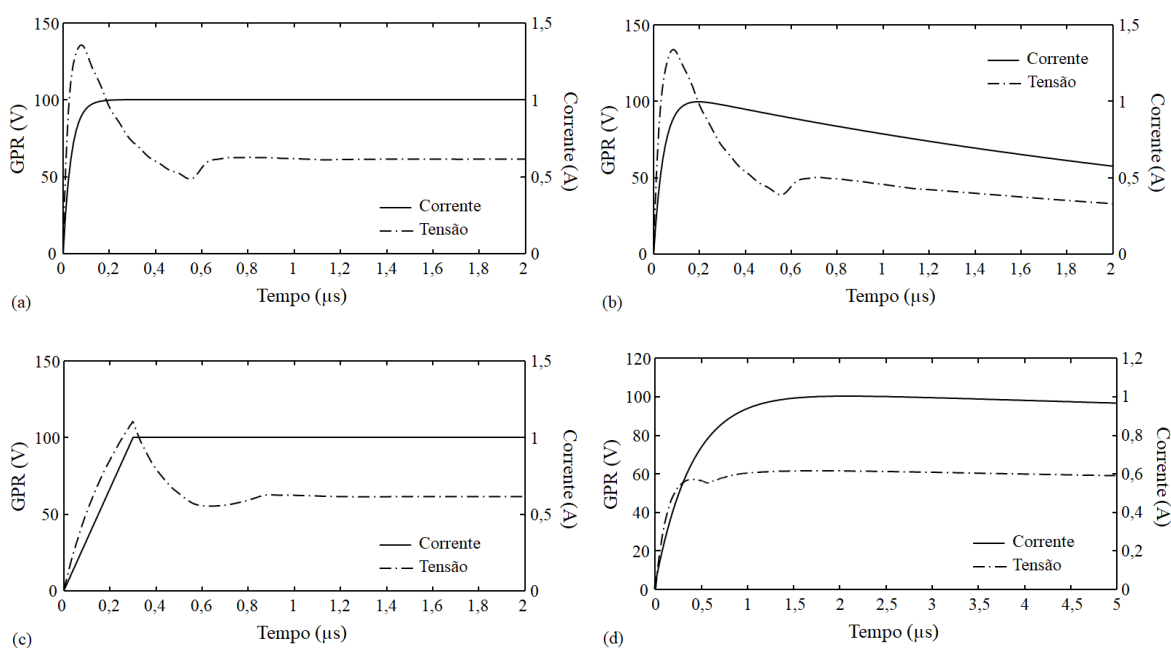


Figura 4.2. Curvas de corrente e tensão simuladas, utilizadas como vetores de entrada para síntese de $h(n)$: (a) Caso A; (b) Caso B; (c) Caso C; (d) Caso D.

Segundo a formulação proposta por E. F. Vance, citada por Hoidalen em [81], as ondas dos casos A e B possuem frequência representativa de 2,5 MHz, enquanto a onda do Caso C possui frequência representativa de aproximadamente 900 kHz. Em outras palavras, isso significa que o tempo de frente das ondas dos casos A, B e C, escolhidas para a síntese da resposta ao impulso, são muito menores que o tempo de frente dos fenômenos de interesse na análise, que, neste caso, são as curvas representativas para fenômenos de descargas atmosféricas. Por outro lado, a onda do Caso D possui frequência representativa de aproximadamente 200 kHz, menor que a frequência representativa de descargas subsequentes. Esse caso foi escolhido para ilustrar a afirmação de que não é necessário que a onda adotada no modelo possua tempo de frente menor que o da onda a ser reconstruída, se a relação sinal-ruído for adequada (no caso desta simulação, em particular, o ruído inexistente).

As curvas presentes na Figura 4.2 foram utilizadas como vetores de entrada, aplicados à metodologia descrita na seção anterior, de onde foram descritas quatro curvas de resposta ao impulso,

$h(n)$, para o arranjo de aterramento estudado. Como o modelo matemático e os parâmetros do arranjo de aterramento foram mantidos iguais para obtenção de todas as curvas, é esperado que quaisquer das entradas levem à uma síntese que imprima uma assinatura equivalente para o sistema, isto é, resultem em uma resposta ao impulso equivalente. A Figura 4.3 apresenta a resposta ao degrau obtida para os casos A, B, C e D. A escolha por apresentar a resposta ao degrau se deve ao fato de esta ser de mais fácil compreensão que a resposta ao impulso, permitindo a percepção de detalhes relevantes, como a resposta em regime permanente por exemplo. A Figura 4.3 foi obtida a partir da convolução das respostas ao impulso $h(n)$ sintetizadas com ondas de degrau unitário.

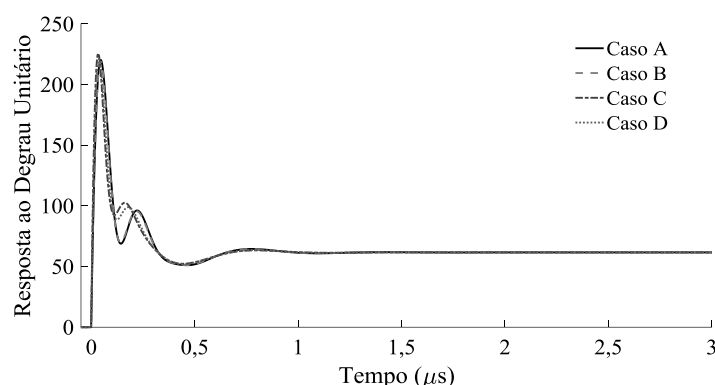


Figura 4.3. Curvas da resposta ao degrau, obtidas para os Casos A, B, C e D.

A análise da Figura 4.3 deixa claro o fato de haver uma pequena diferença na resposta sintetizada para os casos C e D, quando estas curvas são comparadas com aquelas geradas pelos casos A e B. Essa diferença pode ser associada ao fato de se utilizar, nos casos C e D, ondas mais lentas para se obter a síntese, fazendo com que estas ondas carreguem informações mais restritas da dinâmica do sistema. Todavia, como será demonstrado na análise comparativa a seguir, essa diferença tende a ser insignificante para a reconstrução das curvas de interesse.

A verificação da metodologia se deu com base na comparação das curvas obtidas por meio do modelo de síntese da resposta ao impulso com as curvas de referência obtidas diretamente das simulações baseadas na teoria de linha de transmissão. A Figura 4.4 apresenta a resposta do aterramento quando solicitado por cinco diferentes formas de onda, todas representativas de fenômenos de descarga atmosféricas. Na Figura 4.4.a, a simulação foi realizada para uma onda de corrente representativa de primeira corrente de retorno negativa, segundo valores medianos obtidos na estação *Morro do Cachimbo* (FST-MCS#2) [82]. Na Figura 4.4.b, a simulação foi realizada para uma onda representativa da primeira corrente de retorno negativa, conforme valores medianos obtidos de medições na estação *Mount San Salvatore* (FST-MSS#2) [82]. Na Figura 4.4.c e na Figura 4.4.d, são apresentadas as curvas simuladas para as formas de onda representativas de descargas atmosféricas subsequentes, obtidas por meio de valores medianos medidos também nas estações *Morro do Cachimbo* e *Mount San Salvatore*, respectivamente [82]. Por fim, na Figura 4.4.e, a

simulação utiliza a onda representativa para primeira corrente de retorno, definida por Rachidi e outros [83].

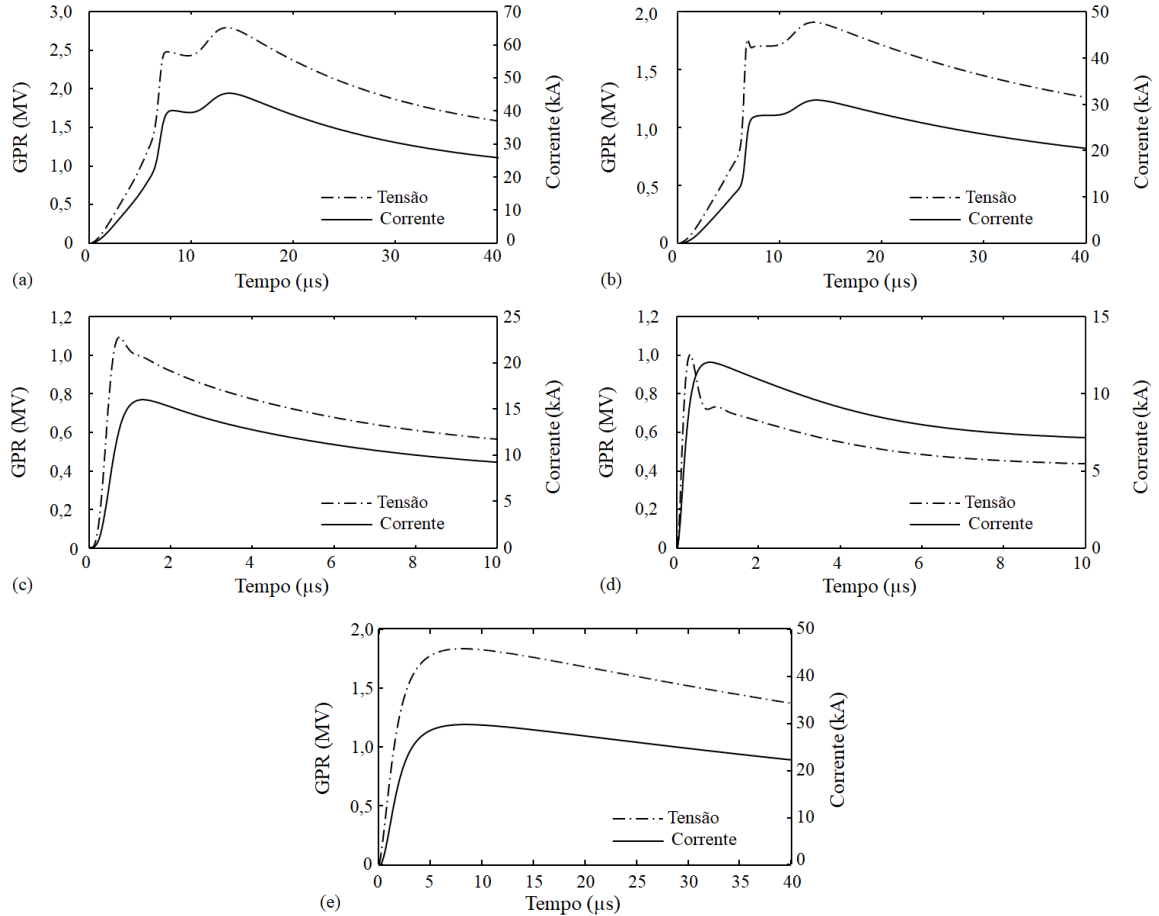


Figura 4.4. Curvas de corrente e tensão simuladas para as ondas de interesse, utilizadas como referência na comparação com as ondas reconstruídas: (a) primeira corrente de retorno, *Morro do Cachimbo*; (b) primeira corrente de retorno, *Mount San Salvatore*; (c) subsequente, *Morro do Cachimbo*; (d) subsequente, *Mount San Salvatore* [82]; (e) primeira corrente de retorno, descrita por Rachidi e outros [83].

Para cada resposta ao impulso, $h(n)$, obtida dos casos A, B, C e D, foi realizada uma convolução com a onda de corrente de interesse. As ondas obtidas são chamadas de ondas reconstruídas, uma vez que estas são sintetizadas a partir de ondas de corrente diferentes daquela a que se destina a análise, e, só então, a partir do modelo gerado, a onda a ser analisada é construída (ou, a rigor, reconstruída a partir da informação das ondas de entrada). As ondas reconstruídas são então comparadas com as ondas de referência já mostradas na Figura 4.4. A Figura 4.5 apresenta essa comparação de curvas.

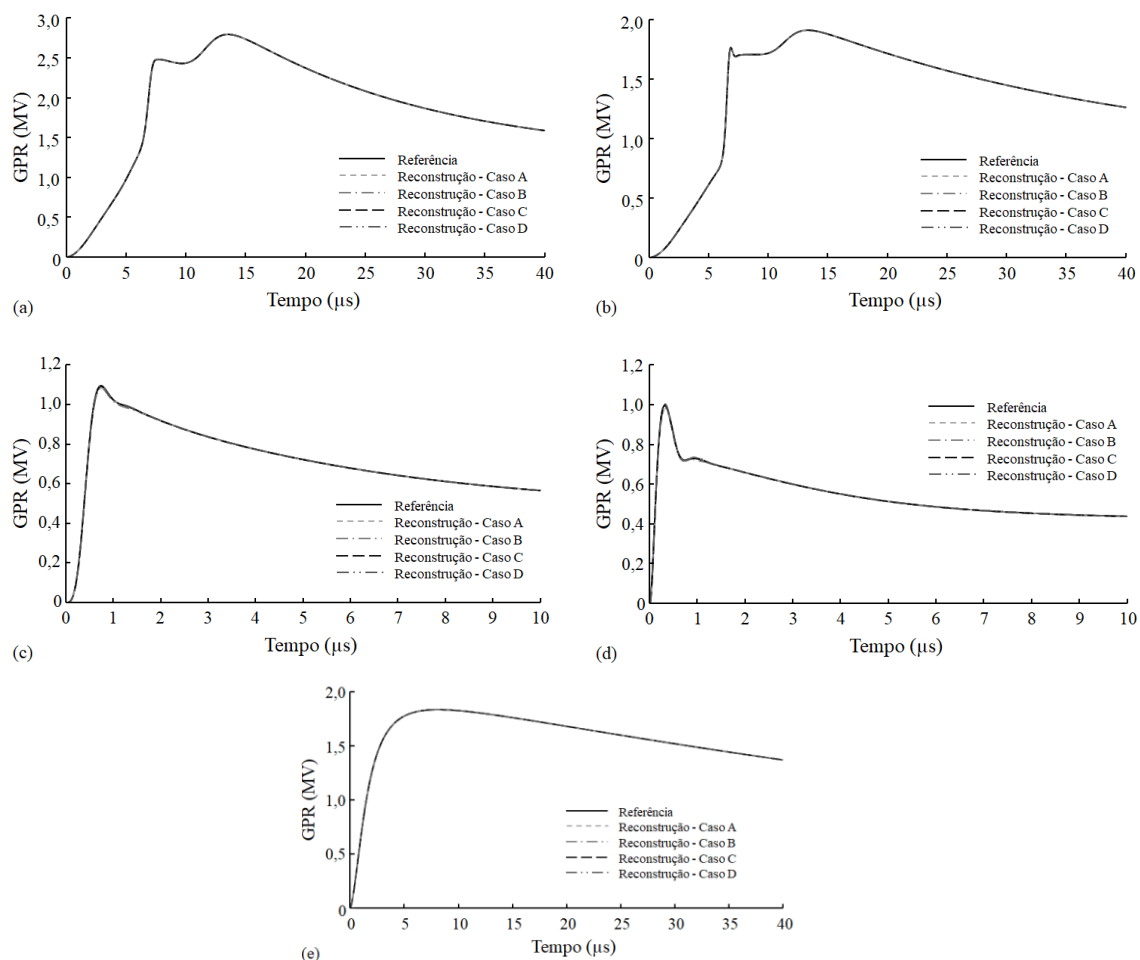


Figura 4.5. Comparação das ondas reconstruídas com a curva de referência: (a) primeira corrente de retorno, *Morro do Cachimbo*; (b) primeira corrente de retorno, *Mount San Salvatore*; (c) subsequente, *Morro do Cachimbo*; (d) subsequente, *Mount San Salvatore* [82]; (e) primeira corrente de retorno, descrita por Rachidi e outros [83].

Ao analisar as ondas simuladas, é possível constatar que a reconstrução da resposta do aterramento para as ondas de corrente de interesse, por meio da convolução destas com a resposta ao impulso, $h(n)$, leva a resultados bastante satisfatórios para quaisquer dos casos adotados na síntese. Fica evidente que, nesses casos, é possível extrair das curvas reconstruídas vários dos parâmetros de interesse prático, como por exemplo a impedância impulsiva ou a impedância transitória [84], que só seriam obtidos se o aterramento fosse excitado pela exata onda de interesse.

4.3.2. Dependência dos parâmetros elétricos do solo com a frequência

Conforme anunciado na introdução deste capítulo, uma das características do método está no fato de que, como a resposta da malha é obtida através de medições, a metodologia carrega a vantagem de ter os efeitos da dependência dos parâmetros elétricos do solo com a frequência [40], [43], [46], [85] naturalmente considerados.

Para verificar os efeitos introduzidos na identificação de um sistema de aterramento em que os parâmetros elétricos do solo possuam a dependência da frequência, um quinto caso foi simulado, denominado Caso E. Nesta simulação, o mesmo arranjo utilizado nos casos anteriores foi mantido, acrescentando, no cálculo dos parâmetros usados na teoria de linha de transmissão, o modelo de variação dos parâmetros elétricos descrito em [46]. A Figura 4.6 apresenta o par de curvas de entrada para a síntese da resposta ao impulso do Caso E, geradas pelo modelo TL com parâmetros elétricos variáveis na frequência. A onda de corrente usada no Caso A foi novamente adotada neste caso, e a diferença entre a GPR simulada, considerando a dependência dos parâmetros elétricos na frequência, pode ser notada ao se comparar as curvas da Figura 4.2.a com as curvas da Figura 4.6.

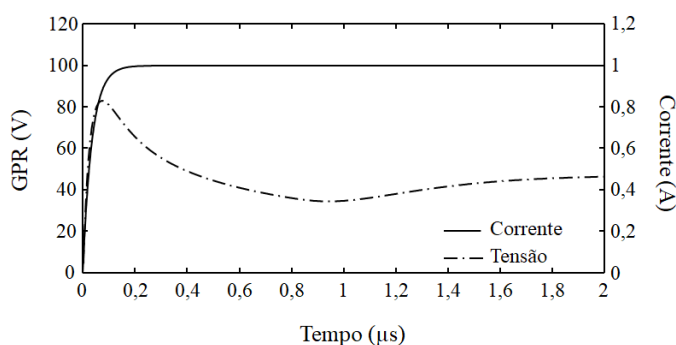


Figura 4.6. Curvas de corrente e tensão simuladas, utilizadas como vetores de entrada para síntese de $h(n)$, Caso E.

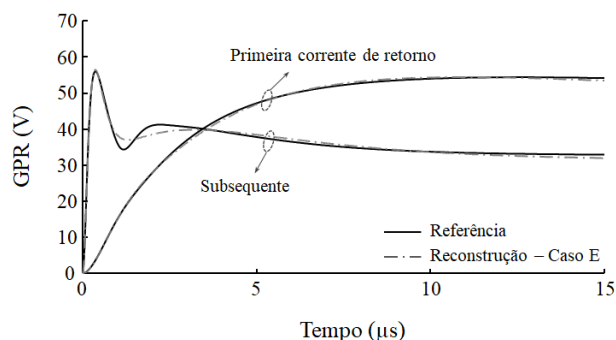


Figura 4.7. Comparação das ondas reconstruídas com as respectivas curvas de referência, usando a resposta ao impulso obtida do Caso E.

As curvas do Caso E foram usadas na identificação do sistema. A resposta ao impulso obtida foi convoluída com as ondas típicas de primeira corrente de retorno e de descarga subsequente, definidas em [83], dando origem a duas novas ondas reconstruídas. Estas foram comparadas com as ondas de referência, simuladas diretamente pelo modelo de linha de transmissão, e são mostradas na Figura 4.7. Vale observar que, para esta comparação, as ondas de corrente foram normalizadas de forma a possuírem valor máximo de 1 A.

A Figura 4.7 evidencia uma boa correlação entre os valores e formas de onda das curvas de referência com aqueles das curvas de GPR reconstruídas, não havendo limitações da técnica em

representar as principais dinâmicas das ondas, principalmente os valores de pico, os tempos de frente e a simultaneidade de ocorrência destes, com relação às ondas de referência. Observou-se, entretanto, que para a reconstrução da onda típica de descarga subsequente, parte da dinâmica da onda de referência não foi perfeitamente representada (instantes entre 2 e 4 μ s, na Figura 4.7). Isso se deve a uma maior dificuldade do algoritmo de Steiglitz-McBride [75] na síntese das curvas obtidas no domínio do tempo, para o Caso E. Neste caso, a síntese do modelo que gera a resposta ao impulso, $h(n)$, só levou a um modelo estável quando se utilizou um número reduzido de polos e zeros. Como não foi implementada nenhuma ação para garantir robustez adicional ao método, permitindo aumentar o número de polos sem que estes levem à instabilidade do sistema modelado, a resposta de identificação para este caso apresentou desempenho um pouco inferior aos obtidos nos casos anteriores.

Ainda com relação à dependência dos parâmetros elétricos do solo com a frequência, vale observar que alguns dos resultados experimentais apresentados na Seção 4.5 foram obtidos em solos de elevada resistividade, permitindo a validação experimental da técnica em condições de solo cujo os efeitos da dependência da frequência são consideráveis, corroborando com os resultados de simulação discutidos nesta subseção.

4.4. Validação por meio de Medições

Para a validação experimental da metodologia proposta, o campo de testes do Laboratório de Extra Alta Tensão (LEAT-UFMG) foi utilizado. O laboratório conta com eletrodos de aterramento horizontais com comprimentos de 18 m e 36 m e área de seção transversal igual a 50 mm². Estes eletrodos se encontram enterrados a uma profundidade de 0,2 metro. O arranjo experimental tem sido adotado em diversas pesquisas recentes, relatadas em [61], [62]. A partir deste arranjo, três diferentes casos, denominados Caso F, Caso G e Caso H, foram medidos e serão descritos a seguir.

Os dois primeiros arranjos, casos F e G, foram medidos para as mesmas condições de solo. O Caso F corresponde ao arranjo com eletrodo de 18 metros de comprimento, enquanto o Caso G corresponde ao arranjo com eletrodo de 36 metros. A resistividade aparente do solo, no dia em que foram realizadas as medições destes casos, era de aproximadamente 65 Ω m.

O terceiro e último arranjo estudado, Caso H, é idêntico ao arranjo do Caso F, no entanto, a resistividade aparente do solo, no dia de realização da medição do Caso H, era de aproximadamente 100 Ω m. A Figura 4.8 apresenta o arranjo de medição utilizado nos três casos descritos. A Figura 4.9 apresenta uma fotografia tirada para registro do arranjo de medição.

Para cada um destes casos, foram realizadas duas medições distintas. Na primeira medição, foi utilizada uma onda de corrente rápida, resultante da aplicação de uma diferença de potencial entre a

malha de interesse e uma malha auxiliar, distante 45 metros da primeira. A GPR, referenciada no ponto de injeção de corrente, foi medida para um ponto distante 20 metros da malha sob testes, após se verificar que esta distância era suficiente para que a haste de potencial estivesse suficientemente afastada do eletrodo de aterramento, isto é, no terra remoto. Na segunda medição, foi utilizada uma onda de corrente relativamente lenta, quando comparada à onda da primeira medição. A onda de corrente e a GPR foram obtidas nas mesmas condições da medição anterior.

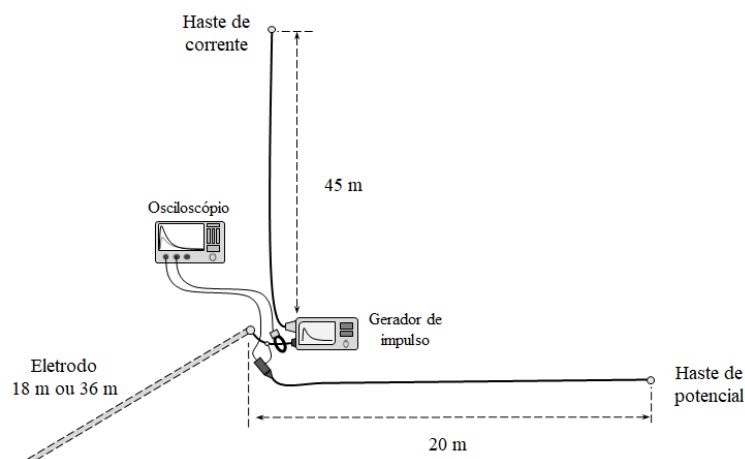


Figura 4.8. Arranjo de medição utilizado na validação experimental da técnica.

Os circuitos auxiliares de tensão e de corrente foram dispostos em posições perpendiculares entre si, para evitar o acoplamento mútuo destes circuitos. Além disso, para evitar reflexões no circuito auxiliar de corrente, foi utilizado um resistor ajustável para casar a impedância deste circuito em sua terminação aterrada. Os pares de curvas de corrente e de tensão medidas em cada um dos casos F, G e H são apresentados nas próximas subseções.



Figura 4.9. Fotografia do arranjo de medição utilizado nos casos F, G e H.

4.4.1. Caso F: Eletrodo de 18 m, resistividade aparente 65 Ωm

Na Figura 4.10 são apresentadas as curvas de corrente e GPR resultantes no aterramento obtidas por meio de medição utilizando uma onda de corrente rápida. A onda de corrente injetada no aterramento possui, para este caso, tempo de frente de 130 ns. Na Figura 4.11, por sua vez, são apresentadas as curvas de corrente e de GPR resultantes no aterramento, para a medição onde se utilizou uma onda de corrente relativamente lenta, isto é, com tempo de frente de 2,2 μs . A Figura 4.10.b e a Figura 4.11.b mostram um zoom nos primeiros microssegundos das ondas medidas.

As curvas obtidas a partir da medição com onda de corrente rápida foram usadas na rotina de modelagem paramétrica, da qual se obteve a resposta ao impulso do eletrodo de aterramento. As curvas obtidas a partir da medição com onda de corrente lenta foram usadas como referência, para permitir a comparação dos resultados obtidos com a metodologia proposta.

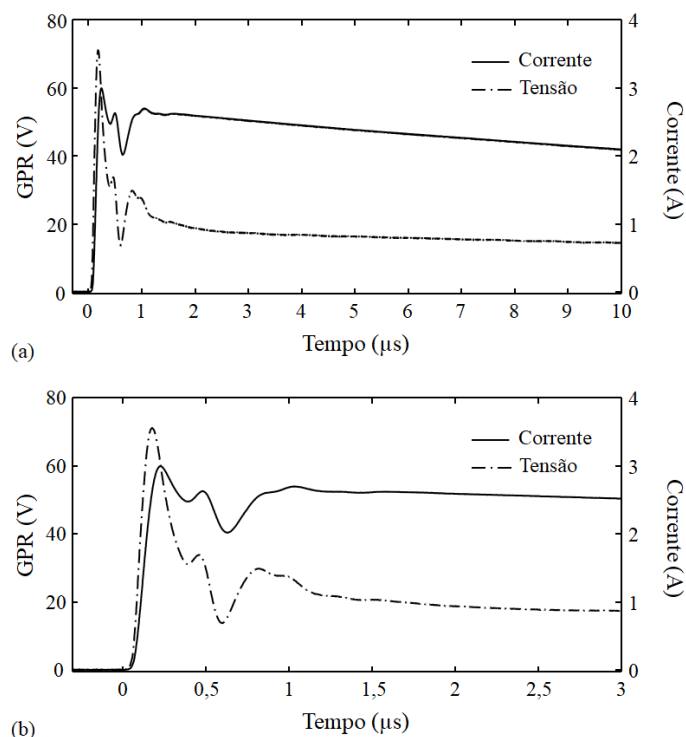


Figura 4.10. Formas de onda de corrente e da GPR medidas, usadas na síntese de $h(n)$, para o Caso F: (a) onda medida; (b) zoom nos primeiros microssegundos.

Uma vez que o aterramento tenha sido adequadamente modelado por meio da resposta ao impulso, $h(n)$, é possível obter a resposta deste arranjo para outras ondas de corrente de interesse, conforme discutido ao longo deste capítulo. Desta forma, para validação, a onda de corrente da Figura 4.11 foi adotada. A partir da convolução da onda de corrente lenta com a resposta ao impulso obtida, reconstruiu-se a curva de GPR do aterramento, que resultaria da injeção da nova onda de corrente. Como a resposta do arranjo de aterramento foi também medida para a forma de onda lenta, Figura

4.11, foi possível realizar uma comparação direta da capacidade de reconstrução do método proposto. A Figura 4.12 apresenta essa comparação.

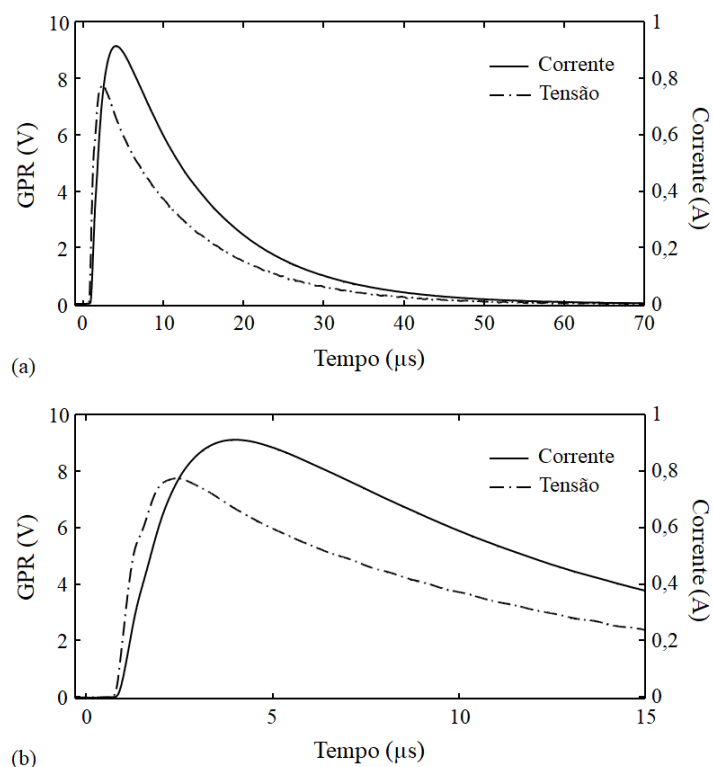


Figura 4.11. Formas de onda de corrente e da GPR medidas, usadas como referência na comparação para o Caso F: (a) onda medida; (b) zoom nos primeiros microssegundos.

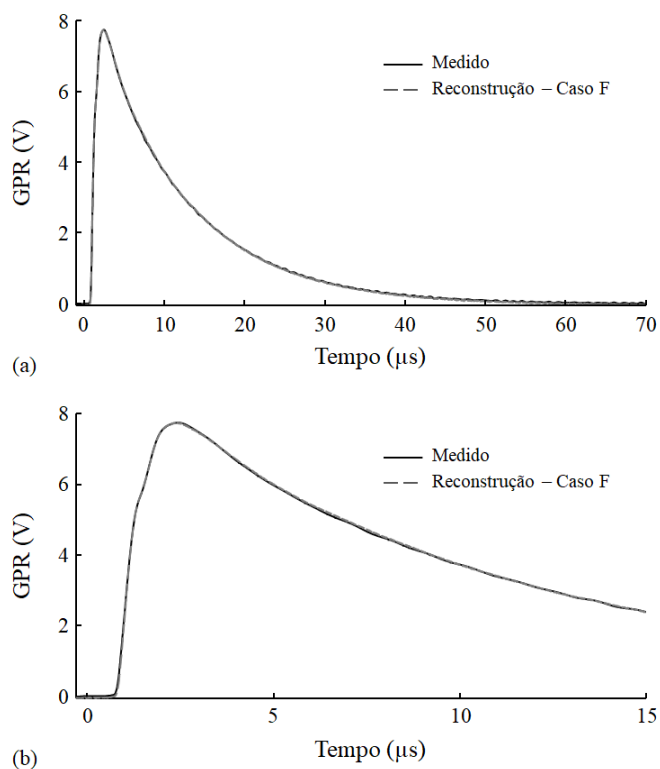


Figura 4.12. Comparação da onda reconstruída com a respectiva curva de referência, usando a resposta ao impulso obtida do Caso F: (a) onda medida; (b) zoom nos primeiros microssegundos.

As curvas da Figura 4.12 evidenciam que a aplicação da técnica diretamente em curvas medidas, sem quaisquer necessidades de tratamento prévio dos dados, é possível e leva a bons resultados. Como pode ser observado, a curva reconstruída a partir da resposta ao impulso carrega toda a informação e dinâmica do aterramento, permitindo que parâmetros de grande aplicação prática já mencionados, como a impedância impulsiva, a impedância transitória, ou mesmo a resistência do aterramento, sejam adequadamente determinadas para as formas de onda de interesse, a partir, apenas, de um par de curvas de medição.

4.4.2. Caso G: Eletrodo de 36 m, resistividade aparente 65 Ωm

Os procedimentos descritos para o Caso F foram adotados também para o Caso G. Desta forma, foram obtidos dois pares de ondas para a GPR e para a corrente; um par de curvas rápidas, usadas na síntese da resposta ao impulso, e um par de curvas usadas para a validação, com tempo de frente da mesma ordem de grandeza daqueles associados ao estudo de descargas atmosféricas. A Figura 4.13 e a Figura 4.14 apresentam as curvas medidas.

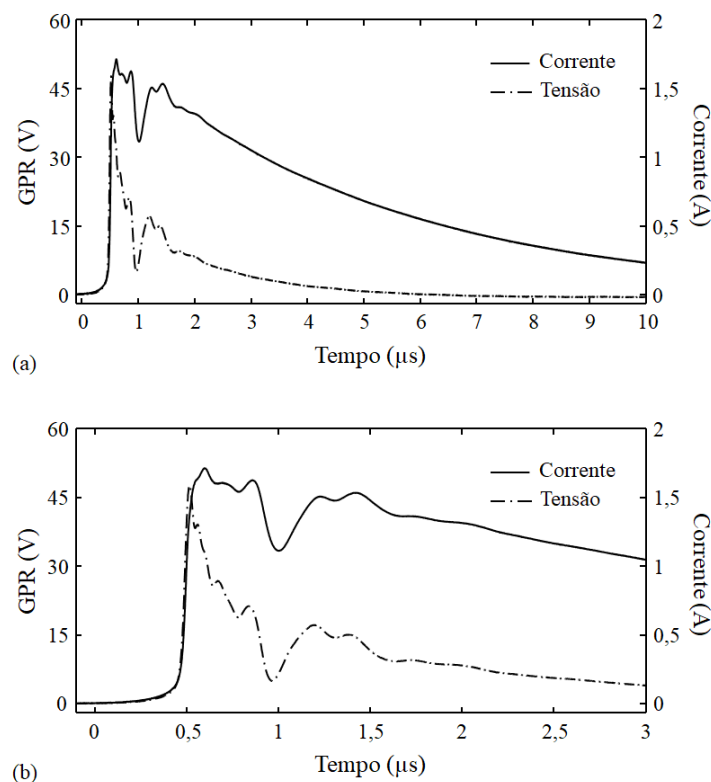


Figura 4.13. Formas de onda de corrente e da GPR medidas, usadas na síntese de $h(n)$, para o Caso G: (a) onda medida; (b) zoom nos primeiros microssegundos.

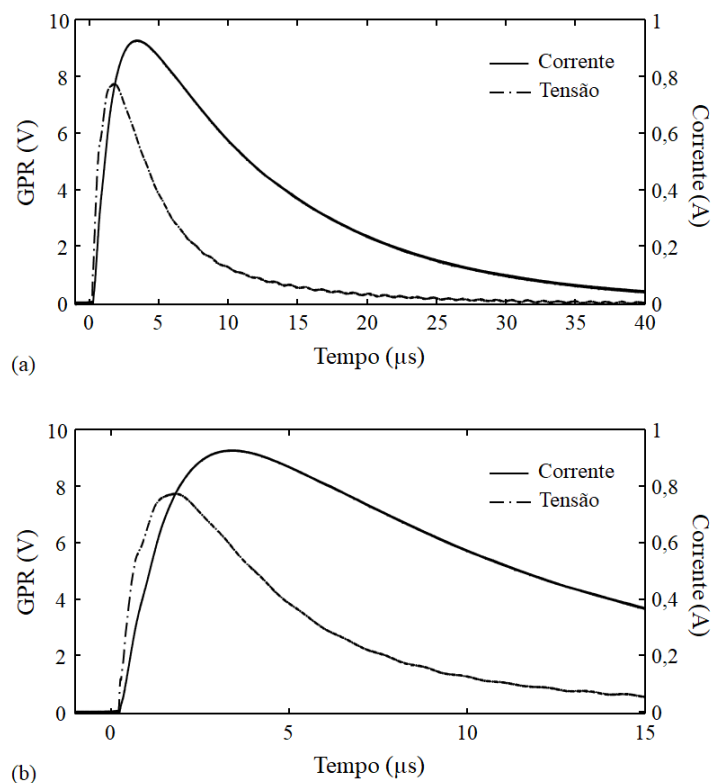


Figura 4.14. Formas de onda de corrente e da GPR medidas, usadas como referência na comparação para o Caso G: (a) onda medida; (b) zoom nos primeiros microssegundos.

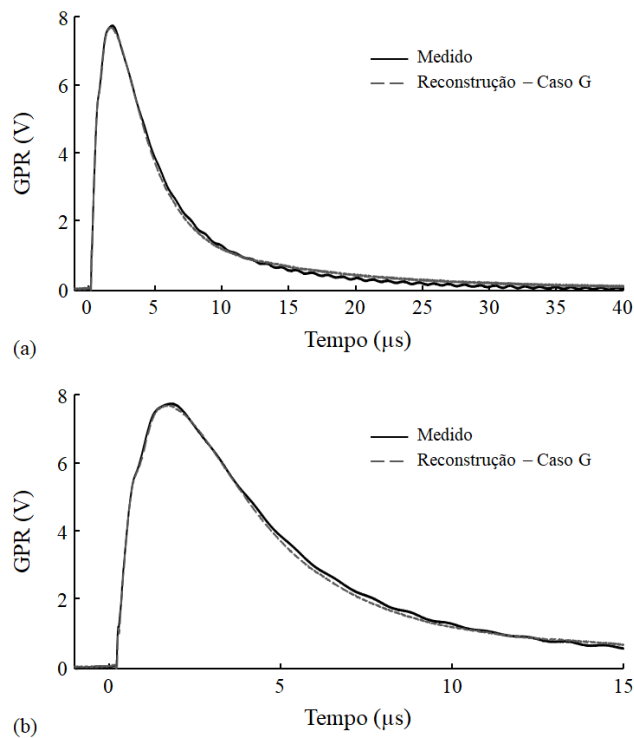


Figura 4.15. Comparação da onda reconstruída com a respectiva curva de referência, usando a resposta ao impulso obtida do Caso G: (a) onda medida; (b) zoom nos primeiros microssegundos.

Ao se comparar as curvas da Figura 4.13 com as curvas da Figura 4.10, é possível notar que há significativa diferença na dinâmica dessas ondas. Para as curvas rápidas adotadas no Caso G, o gerador utilizado na injeção da corrente foi ajustado para que a onda gerada possuisse cauda curta. A escolha desse tipo de onda se deu como forma de verificar a influência da onda adotada na qualidade da síntese e, com isso, imprimir maior generalidade aos testes.

A resposta ao impulso sintetizada foi convoluída com a forma de onda de corrente apresentada na Figura 4.14. A curva de GPR reconstruída a partir desta convolução foi comparada com a curva medida. A Figura 4.15 apresenta essa comparação. Assim como no caso anterior, é possível notar que a qualidade de reconstrução da curva de interesse, baseada na aplicação da metodologia descrita neste capítulo, é satisfatória.

4.4.3. Caso H: Eletrodo de 18 m, resistividade aparente 100 Ωm

O terceiro e último caso de medição usado para validar a técnica foi realizado para características distintas de solo, no eletrodo com 18 metros de comprimento. A Figura 4.16 apresenta o par de curvas de tensão e de corrente usado para sintetizar a resposta ao impulso do arranjo, por meio da rotina de modelagem paramétrica. Na Figura 4.17 são apresentadas as curvas de medição utilizadas na validação, medidas para o mesmo arranjo e características, porém com a injeção de onda de corrente distinta daquela utilizada na modelagem do sistema de aterramento.

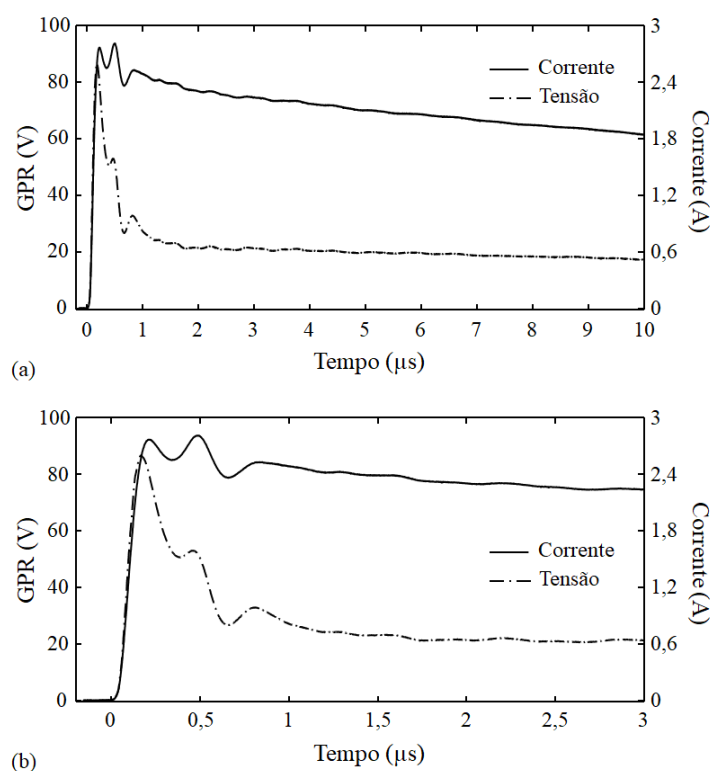


Figura 4.16. Formas de onda de corrente e da GPR medidas, usadas na síntese de $h(n)$, para o Caso H: (a) onda medida; (b) zoom nos primeiros microssegundos.

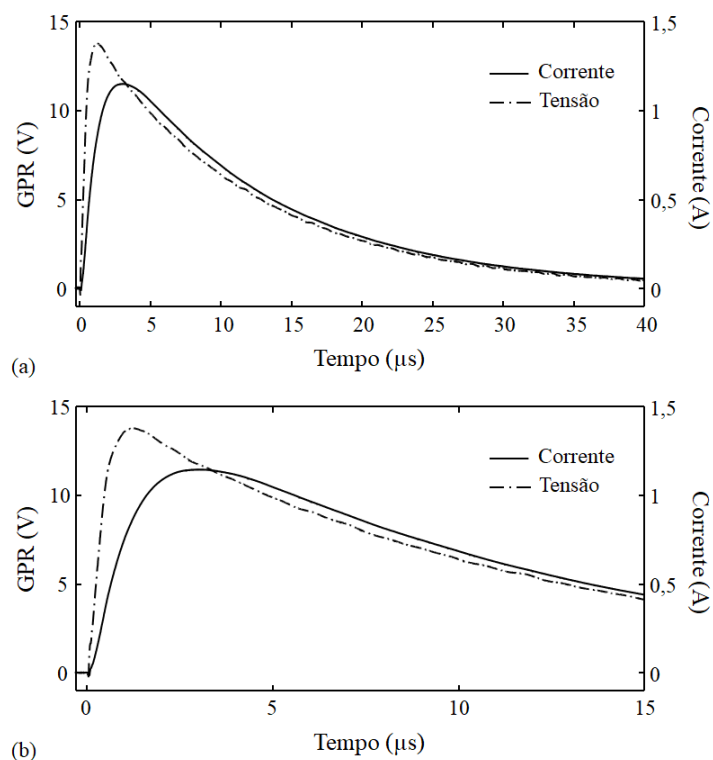


Figura 4.17. Formas de onda de corrente e da GPR medidas, usadas como referência na comparação para o Caso H: (a) onda medida; (b) zoom nos primeiros microssegundos.

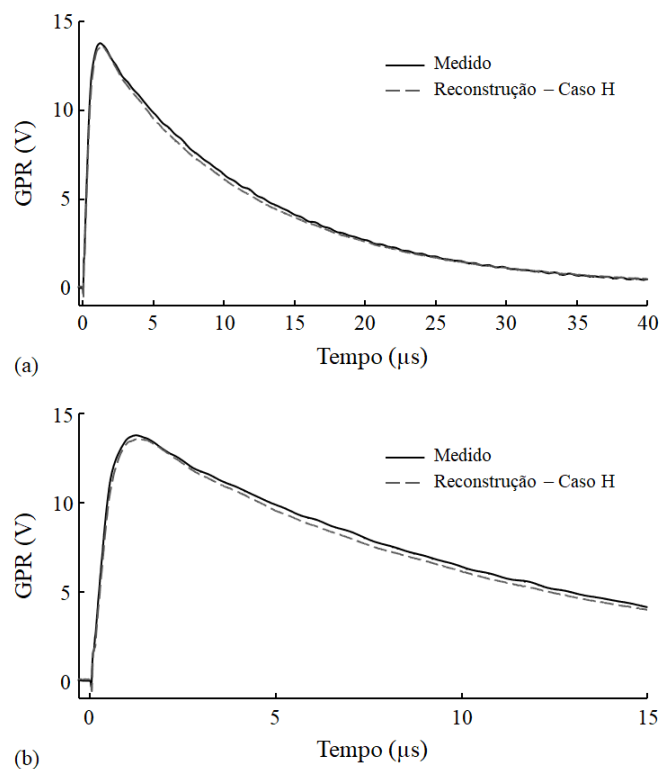


Figura 4.18. Comparação da onda reconstruída com a respectiva curva de referência, usando a resposta ao impulso obtida do Caso H: (a) onda medida; (b) zoom nos primeiros microssegundos.

A resposta ao impulso sintetizada, $h(n)$, foi convoluída com a forma de onda da corrente de interesse, apresentada na Figura 4.17. A curva de GPR reconstruída a partir desta convolução foi, então, comparada com a curva de GPR medida. Na Figura 4.18 essa comparação é apresentada.

O resultado obtido para o Caso H corrobora com aqueles obtidos para os demais casos medidos. Nele é possível notar que a qualidade de reconstrução da curva de interesse, com base na adoção da resposta ao impulso do arranjo de aterramento, é adequada para representar o comportamento do eletrodo quando este for solicitado por uma onda de corrente diferente daquela utilizada na síntese.

4.5. Avaliação Prática da Metodologia por meio de Medições

Após a validação da metodologia proposta, um estudo, baseado exclusivamente em medições, foi realizado com a finalidade de compreender melhor os potenciais da técnica. O principal foco deste estudo se fundamentou na necessidade de investigar a influência das formas de onda escolhidas na determinação da síntese do sistema. Adicionalmente, para garantir maior generalidade ao estudo, foram escolhidos diferentes sistemas de aterramento, presentes em solos com características distintas, de modo a tentar reduzir alguma tendência que possam ter havido nas curvas de validação.

Neste sentido, três diferentes arranjos de aterramento foram medidos, compondo três estudos de casos reais, denominados Casos 1, 2 e 3. A Tabela 4.1 apresenta as características de cada um destes casos, enquanto que a Figura 4.19 apresenta o arranjo dos Caso 2 e 3 e a Figura 4.20 apresenta o arranjo adotado para o Caso 1, evidenciando a disposição dos circuitos auxiliares de medição.

TABELA 4.1. CARACTERÍSTICA DOS ARRANJOS DE ATERRAMENTO DOS CASOS 1, 2 E 3.

	Resistividade Aparente do Solo	Tipo de Eletrodo	Comprimento	Raio	Profundidade	R_{DC}
Caso 1	240 Ωm	Eletrodo Horizontal	18 m	4,0 mm	0,2 m	24,7 Ω
Caso 2	970 Ωm	Haste Cobreada	2,3 m	7,5 mm	-	410 Ω
Caso 3	2800 Ωm	Haste Cantoneira	2,3 m	~ 12,0 mm	-	1095 Ω

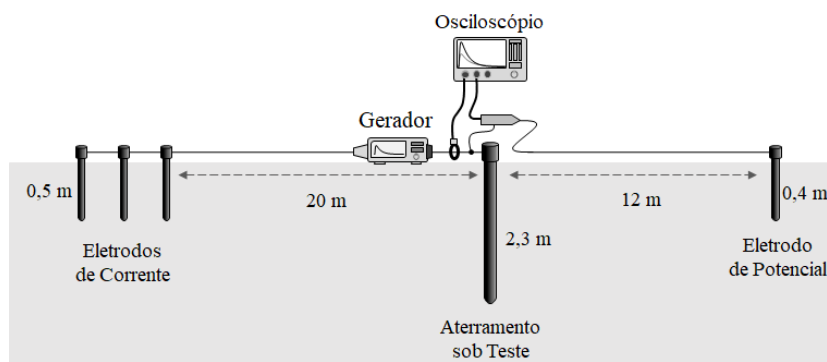


Figura 4.19. Arranjo de medição utilizado na obtenção das ondas dos Casos 2 e 3.

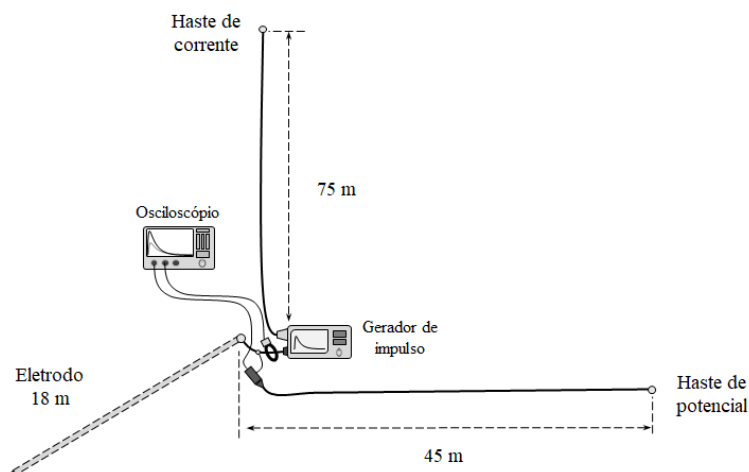


Figura 4.20. Arranjo de medição utilizado na obtenção das ondas do Caso 1.

A disposição e afastamento dos eletrodos auxiliares de tensão e de corrente (incluindo seus circuitos de conexão) foram tais de modo a minimizar a influência destes nas medições realizadas, respeitando as distâncias necessárias. Para o sistema de medição, foi utilizado um osciloscópio da marca Rohde & Schwarz, modelo *RTH1004*, com 10 Bits de resolução, uma sonda de corrente da marca Pearson, modelo *4100*, e, para a medição de tensão, uma ponta de prova passiva da marca Rohde & Schwarz, modelo *RT-ZI10*. Os valores de resistência em corrente contínua, apresentados na Tabela 4.1, foram medidos com um terrômetro Megabrás, modelo *MTD – 20 kWe*, aplicando o método da queda de potencial.

4.5.1. Caso 1 – Eletrodo Horizontal – 18 m – 240 Ωm

No primeiro caso estudado nesta seção, duas medições foram realizadas. Em cada medição foi utilizada uma onda de corrente distinta, de forma que, quando comparadas, cada medição possuisse características significativamente diferentes. A partir das medições, tomou-se como objetivo gerar, para cada par medido de tensão e corrente, um modelo de resposta ao impulso capaz de reconstruir as curvas da outra medição. Dito de outra forma, espera-se que cada medição realizada resulte em um modelo de resposta ao impulso, e que cada modelo obtido reconstrua a resposta do aterramento para a outra medição realizada.

Os pares de tensão e corrente medidos são apresentados na Figura 4.21. Vale destacar que, além da forma de onda de ambas as medições serem distintas, o tempo de frente das ondas de corrente se diferem em quase 10 vezes. A Onda 1 (Figura 4.21.a) possui tempo de frente aproximado de 800 ns, enquanto a Onda 2 (Figura 4.21.b) possui tempo de frente aproximado de 100 ns.

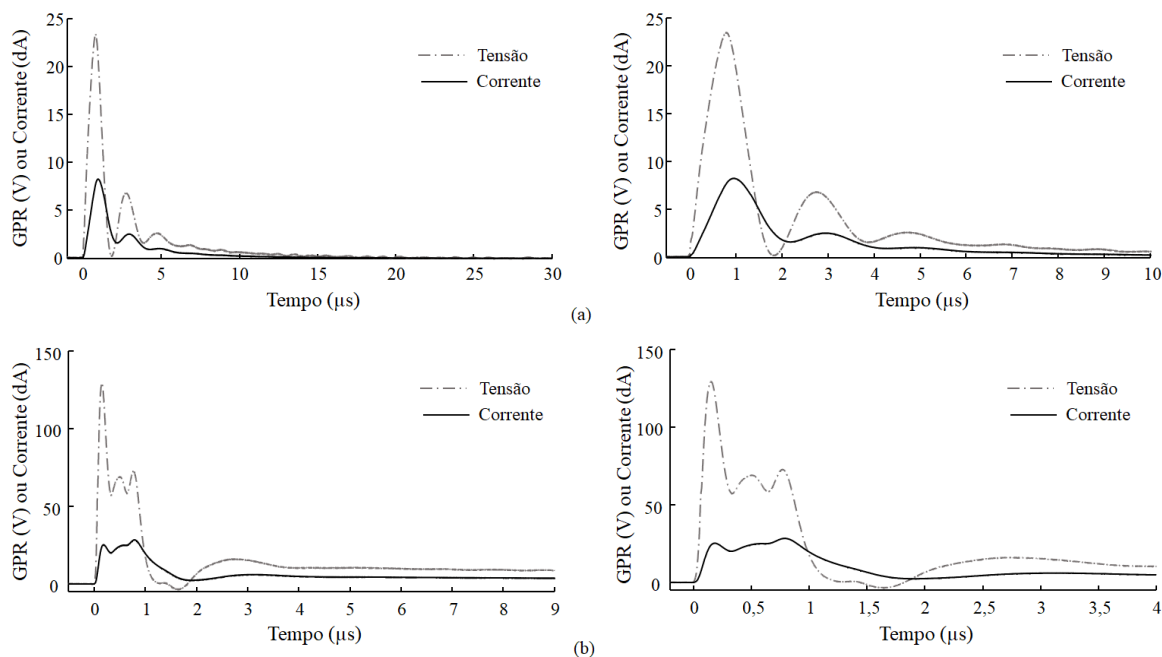


Figura 4.21. Formas de onda de tensão e corrente medidas para o Caso 1. (a) Onda 1, *esquerda*: onda medida, *direita*: zoom nos primeiros instantes de tempo; (b) Onda 2, *esquerda*: onda medida, *direita*: zoom nos primeiros instantes de tempo.

Na Figura 4.22 são apresentadas as curvas relativas à GPR, medida e reconstruída, para a excitação correspondente à Onda 1 (Figura 4.21.a). Na Figura 4.23 são apresentadas, também, as curvas relativas às GPR medida e reconstruída correspondentes a excitação da Onda 2 (Figura 4.21.b).

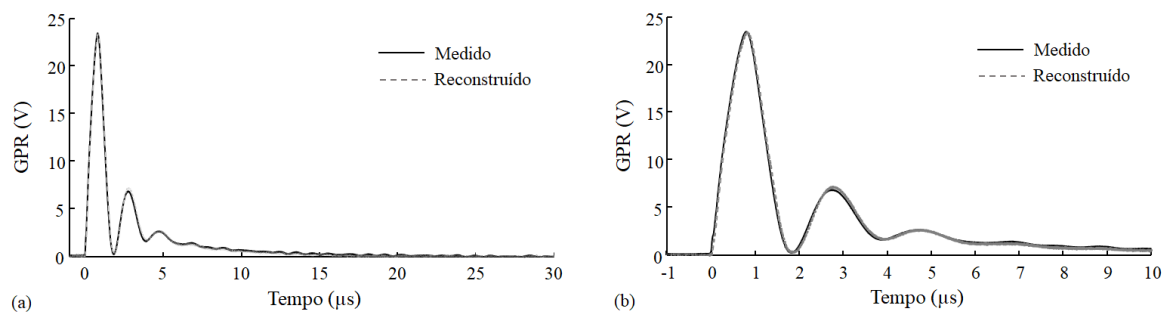


Figura 4.22. Curvas de GPR correspondentes a excitação da Onda 1. (a) onda completa, (b) zoom nos primeiros instantes de tempo.

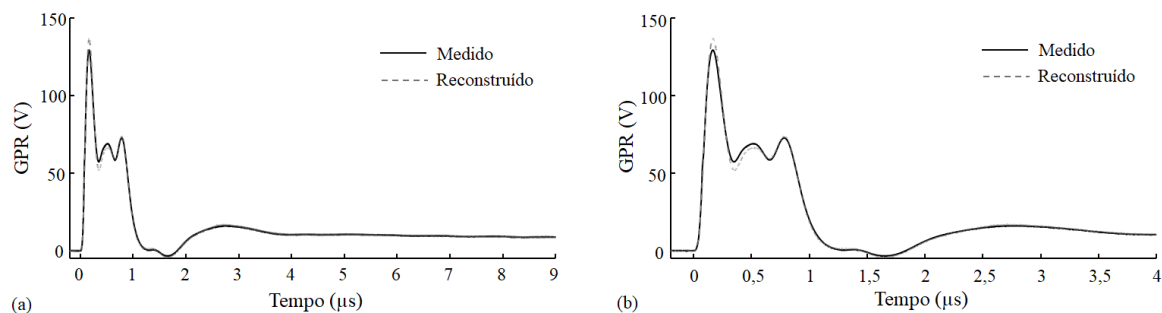


Figura 4.23. Curvas de GPR correspondentes a excitação da Onda 2. (a) onda completa, (b) zoom nos primeiros instantes de tempo.

As curvas da Figura 4.22 e da Figura 4.23 permitem perceber com maior clareza o potencial da técnica proposta. A reconstrução das ondas de GPR, independentemente das ondas usadas para gerar o modelo, levou a excelentes resultados. Nesse caso, em particular, é possível perceber que mesmo ao adotar ondas de corrente mais lentas para sintetizar e reconstruir curvas de interesse mais rápidas (caso de reconstrução da onda da Figura 4.23, por exemplo), a metodologia permanece precisa. Nesse caso, a diferença máxima entre as ondas foi de aproximadamente 6 % (no valor de pico) da GPR resultante da Onda 2, quando se compara a onda reconstruída com a onda medida. Esses resultados corroboram com aqueles de validação apresentados na seção anterior.

4.5.2. Caso 2 – Haste vertical – 2,3 m – 970 Ωm

No segundo caso estudado nesta seção, três diferentes medições foram realizadas. Em cada medição foi utilizada uma onda de corrente distinta, de forma que, quando comparadas, cada medição possuísse características significativamente diferentes. Neste caso, o objetivo do estudo se baseia na possibilidade de reconstrução de uma mesma onda de interesse, a partir de dois modelos de resposta ao impulso obtidos de medições diferentes. Desta forma, das três medições realizadas, um dos pares de curvas foi selecionado para validação, enquanto os demais foram selecionados para aplicação da metodologia, de modo a garantir a síntese da resposta ao impulso.

Os três pares de tensão e corrente medidos são apresentados na Figura 4.24. Para esse caso, as ondas de corrente foram denominadas como sendo Ondas 3, 4 e 5. A Onda 3 (Figura 4.24.a) possui tempo de frente aproximado de 100 ns, a Onda 4 (Figura 4.24.b) possui tempo de frente aproximado de 350 ns, e a Onda 5 (Figura 4.24.c) possui tempo de frente aproximado de 6,0 μs .

Para o estudo do Caso 2, as Ondas 3 e 5 foram escolhidas como entrada para a modelagem da resposta ao impulso, sendo cada um dos pares medidos responsável por sintetizar um $h(n)$. As respostas ao impulso obtidas foram convoluídas com a onda de corrente da Figura 4.24.b, de forma a permitir a reconstrução da GPR medida para esta corrente (GPR da Figura 4.24.b).

A comparação entre a curva de GPR medida para a Onda 4, com as curvas reconstruídas é mostrada na Figura 4.25. Fica claro, a partir da análise das curvas da Figura 4.25, que ambos os modelos sintetizados foram capazes de reconstruir de forma adequada a curva de GPR medida.

Outra importante constatação, que também pode ser observada nas curvas da Figura 4.25, está no fato de que, mesmo adotando ondas medidas, isto é, que resultam de dados contaminados com ruídos característicos do processo de aquisição das ondas, o modelo gerado pelo par de curvas com dinâmica lenta (curvas da Figura 4.24.c) é capaz de representar satisfatoriamente a dinâmica do sistema. Apesar de, neste caso, a reconstrução da curva de interesse ter levado a um bom resultado, é possível que, em medições onde a relação sinal-ruído seja desfavorável, a reconstrução a partir de ondas com dinâmica muito mais lenta que a da onda de interesse leve a desvios consideráveis.

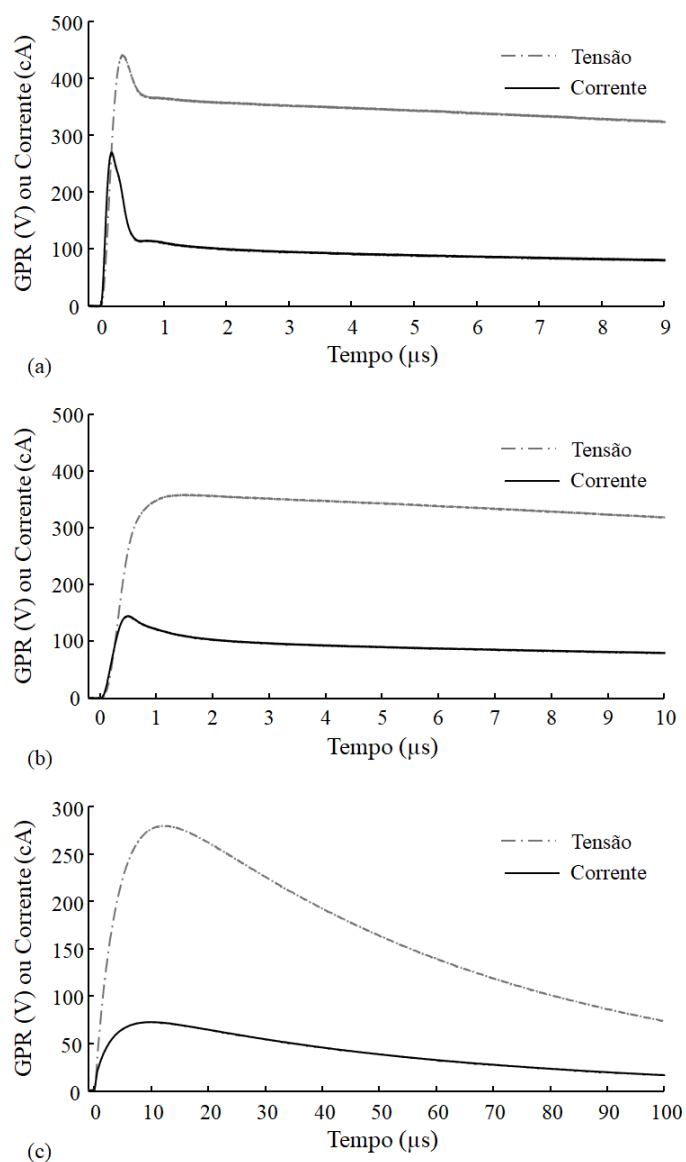


Figura 4.24. Formas de onda de tensão e corrente medidas para o Caso 2. (a) Onda 3; (b) Onda 4; (c) Onda 5.

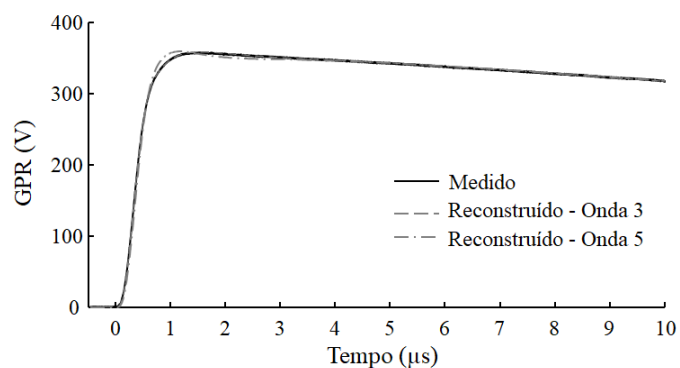


Figura 4.25. Curvas de GPR correspondentes a excitação da Onda 4, medida e reconstruídas a partir das Ondas 3 e 5.

4.5.3. Caso 3 – Haste vertical – 2,3 m – 2800 Ωm

Para o Caso 3, novamente foram realizadas três medições distintas. Neste estudo de caso, o objetivo está em verificar a capacidade de um único modelo de resposta ao impulso, obtido mediante as medições das curvas de tensão e corrente, em reconstruir ondas distintas, ora com tempo de frente maior, ora com tempo de frente menor que aqueles presentes nas ondas usadas na síntese do modelo.

Em razão disto, uma das medições foi selecionada para a síntese do modelo de resposta ao impulso (Onda 6), enquanto os demais pares de curvas foram selecionados para a verificação do modelo (Ondas 7 e 8). A Figura 4.26 apresenta os três pares de curvas de tensão e corrente medidos.

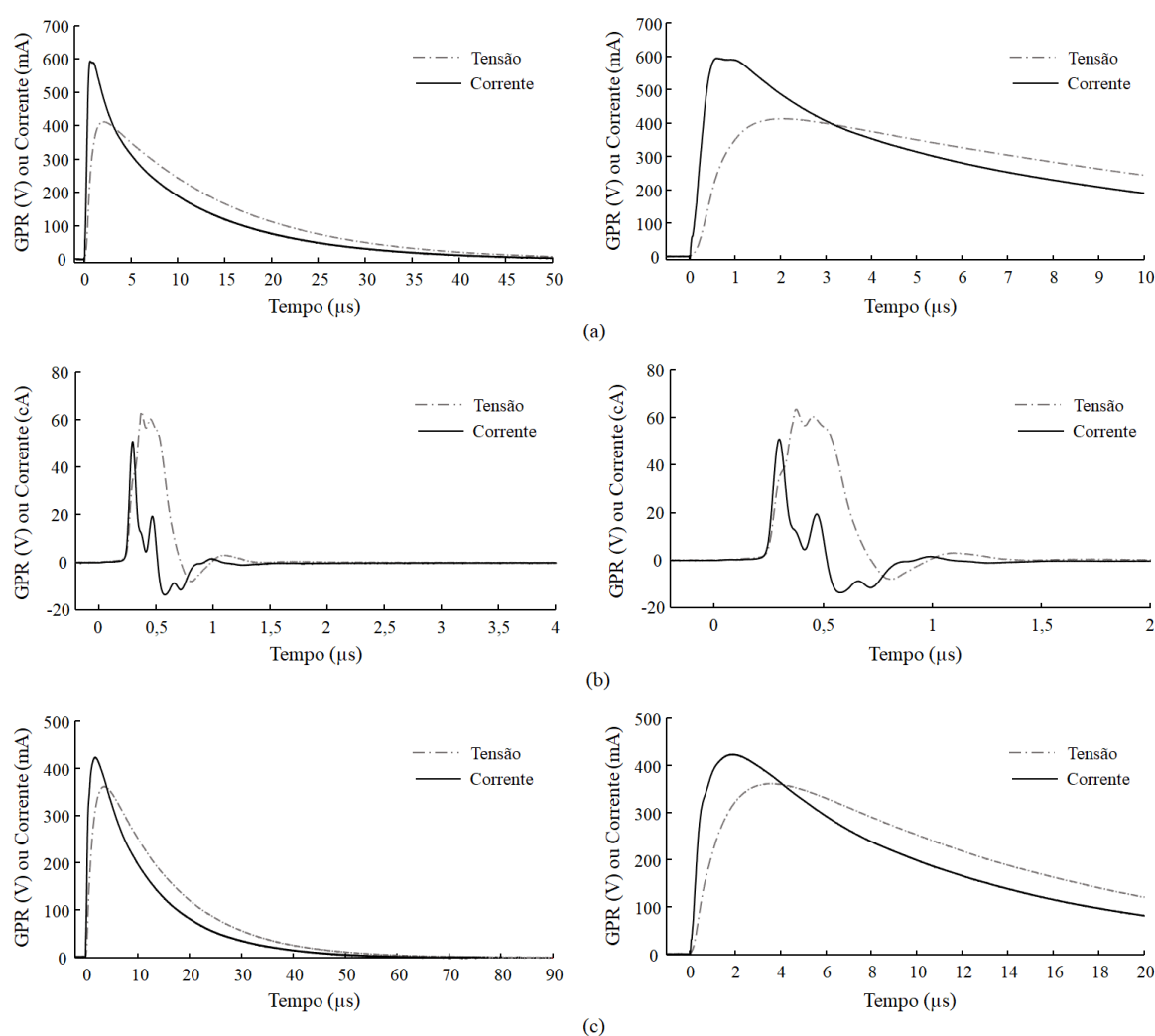


Figura 4.26. Formas de onda de tensão e corrente medidas para o Caso 3. (a) Onda 6, *esquerda*: onda medida, *direita*: zoom nos primeiros instantes de tempo; (b) Onda 7, *esquerda*: onda medida, *direita*: zoom nos primeiros instantes de tempo; (c) Onda 8, *esquerda*: onda medida, *direita*: zoom nos primeiros instantes de tempo.

Neste estudo de caso, a possibilidade apresentada na seção 4.3.2 pôde ser verificada experimentalmente. O solo, na região onde foram feitas as medições, possui resistividade aparente de $2800 \Omega\text{m}$, faixa de resistividade em que os efeitos da dependência dos parâmetros elétricos do solo com a frequência se torna bastante significativo. Desta forma, assim como discutido na seção 4.3.2, uma das vantagens da técnica está no fato de se modelar o comportamento do arranjo de aterramento por meio de medições, que carregam, inerentemente, todos os efeitos da dependência da resposta do arranjo com a frequência.

A Figura 4.27 apresenta a comparação entre as curvas de GPR medidas e reconstruídas. Na Figura 4.27.a, são comparadas as GPRs para a excitação da Onda 7, enquanto na Figura 4.27.b é apresentada a comparação das GPRs para a excitação da Onda 8. Assim como nos casos anteriores, fica clara, mais uma vez, a capacidade da metodologia proposta em representar a dinâmica do arranjo de interesse.

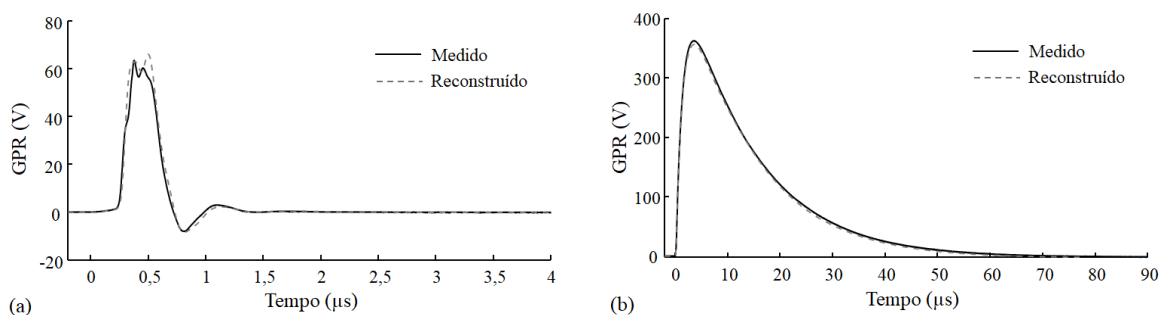


Figura 4.27. Curvas de GPR usadas na validação do Caso 3. (a) reconstrução da Onda 7; (b) reconstrução da Onda 8.

4.6. Considerações de Ordem Prática

Os resultados de medição apresentados evidenciam um grande potencial de aplicação da técnica, mostrando não apenas sua viabilidade, mas também que a qualidade de reconstrução das ondas de interesse é satisfatória. Uma das maiores contribuições dessa metodologia está no fato de que ela pode ser implementada em medidores de impedância ou mesmo no pós-processamento de medições já realizadas, garantindo, ao profissional responsável pela avaliação de desempenho dos sistemas aterrados, o acesso quase irrestrito à resposta do arranjo de aterramento para diferentes formas de onda de solicitação, caso estas análises sejam necessárias.

Como demonstrado, a correta implementação da técnica desonera da necessidade de se realizar medições diferentes, para formas de onda específicas, que sejam de interesse para a caracterização do aterramento. Essa abordagem permite não só a simplificação do gerador de ondas necessário à medição, como também o *hardware* dedicado à aquisição dos sinais, uma vez que ambos podem ser

dimensionados para atender às características específicas de um único sinal de excitação, que seja capaz de caracterizar adequadamente o aterramento.

Adicionalmente, é interessante destacar que uma vez que o arranjo de aterramento tenha sido adequadamente modelado por meio de sua resposta ao impulso, este modelo poderá ser inserido em programas dedicados ao cálculo de transitórios, como o EMTP, PScad, ATP etc., permitindo a adoção, nos cálculos e simulações, de um modelo mais representativo para o arranjo de aterramento.

Por fim, a metodologia poderá ser usada de forma complementar à técnica de medição de aterramentos com o uso de LIAs (Linhas Infinitas Artificiais), [49], [56], possibilitando, por meio do uso de ondas rápidas, a redução do comprimento destas, mesmo quando a análise do aterramento necessite ser realizada para ondas de corrente lentas.

4.7. Aplicação em Métodos de Medição Não-Convencionais

Os resultados apresentados até esta seção levam em consideração o método clássico de medição das características do aterramento, sendo utilizada, para descrição da impedância do arranjo, a relação entre a GPR e a corrente medidas. Entretanto, como apresentado no Capítulo 3, a descrição da impedância de aterramento pode ser adequadamente obtida com base em outras grandezas que não apenas aquelas dos métodos clássicos. Para esses casos, a adaptação da metodologia descrita neste capítulo é também possível.

Como mostrado no Capítulo 3, a impedância harmônica do aterramento pode ser adequadamente descrita pela razão entre as correntes medidas no aterramento de interesse e em uma malha auxiliar, adotando o procedimento descrito naquele capítulo, denominado Método das Correntes. Para isso, curvas de corrente medidas no domínio do tempo são convertidas para o domínio da frequência. Diferentes técnicas podem ser usadas para isso, incluindo as técnicas de modelagem paramétrica e não paramétrica [77], [78], [87], [88] e as transformações de domínio, como o algoritmo da FFT [73], por exemplo.

Uma vez que a curva da impedância harmônica tenha sido descrita, a resposta ao impulso do sistema pode ser determinada através de diferentes formas. O uso de modelagem paramétrica no domínio da frequência é uma delas, onde, dentre as técnicas possíveis, se destacam o algoritmo iterativo de Sanathanan e Koerner [87], análogo, para o domínio da frequência, ao método de Steiglitz-McBride, e o método de ajuste vetorial, *Vector Fitting* [88]. Além disso, é possível também a abordagem direta no domínio da frequência, de onde a resposta da malha é calculada neste domínio, para, só então, com o uso de uma transformação (empregando a transformada inversa de Fourier, iFFT, por exemplo) [71], obter a caracterização do aterramento para as ondas de corrente de interesse.

A principal diferença entre trabalhar com técnicas de identificação, em detrimento das técnicas de transformação de domínio, está no fato de que, para a grande maioria dos casos reais de medição,

os efeitos causados pelo truncamento das ondas de entrada, quer seja por limitações do sistema de aquisição, quer seja pela própria implementação da técnica de processamento dos dados, são pouco ou nada impactantes nestas técnicas. Por outro lado, os efeitos de truncamento tornam a abordagem das técnicas de transformação de domínio limitada, uma vez que este truncamento poderá levar à ocorrência de *aliasing* na frequência. Para esse segundo caso, pode-se utilizar estratégias de pré-condicionamento dos sinais de medição no aterramento, o que demandaria, eventualmente, geradores de forma de onda um pouco mais sofisticados, a depender do sistema de aterramento a ser medido.

Para evidenciar as possibilidades de descrição da resposta ao impulso por meio do método das correntes, será utilizado o algoritmo de ajuste vetorial desenvolvido por Gustavsen e Semlyen [88], para permitir a síntese do modelo através do resultado obtido na medição da impedância do aterramento. O algoritmo é capaz de sintetizar $Z(j\omega)$ na forma de frações parciais, retornando ao usuário dois vetores: um contendo os polos da função sintetizada (a_i), e outro contendo os resíduos (R_i), que definem a curva sintetizada $H(s)$, equação (4.2).

$$Z(j\omega) \approx H(s) = \sum_{i=1}^M \frac{R_i}{s - a_i} \quad (4.2)$$

Assim, a resposta ao impulso do sistema modelado, $h(t)$, pode ser obtida por meio da relação descrita pela equação (4.3):

$$h(t) = \sum_{i=1}^M R_i \cdot e^{a_i \cdot t} \cdot u(t), \quad (4.3)$$

onde, nas equações (4.2) e (4.3), $H(s)$ é a representação sintetizada pelo algoritmo de ajuste vetorial, para $Z(j\omega)$, $h(t)$ é a resposta ao impulso modelada, M é o número total de polos sintetizados pelo algoritmo, t é a representação para o tempo, e $u(t)$ é a função degrau unitário.

Ao se obter a resposta ao impulso no domínio do tempo contínuo, segundo a equação (4.3), pode-se, finalmente, definir a resposta ao impulso no domínio do tempo discreto, $h[n]$, através dos preceitos da invariância da resposta ao impulso. Assim, $h[n]$ pode então ser utilizada para reconstrução das curvas da GPR de interesse, ainda que esta não tenha sido medida pelo método das correntes, bastando, para isso, convoluir a corrente de interesse com a resposta ao impulso modelada.

4.7.1. Validação Experimental

Foram realizadas medições num arranjo de aterramento real, composto por uma haste de aterramento vertical com 2,3 m de comprimento, raio aproximado de 12 mm e enterrada em um solo com resistividade aparente de 2800 Ωm . O arranjo adotado é similar ao utilizado no Caso 3 da seção anterior, apenas alterando, neste caso, as grandezas medidas, de forma a garantir a aplicação do método das correntes. A Figura 4.28 evidencia o arranjo utilizado.

É importante ressaltar que, apesar da medição das correntes ter sido realizada no domínio do tempo, o modelo é sintetizado a partir da impedância resultante da aplicação do Método das Correntes, ou seja, da curva representativa do aterramento no domínio da frequência. Essa característica faz com que a síntese adotada nesta seção seja bastante distinta daquela adotada na seção anterior, apesar de ambas resultarem em representações equivalentes para a resposta ao impulso do sistema, e poderem, ambas, ser utilizadas na reconstrução de ondas outras, que não apenas aquelas medidas.

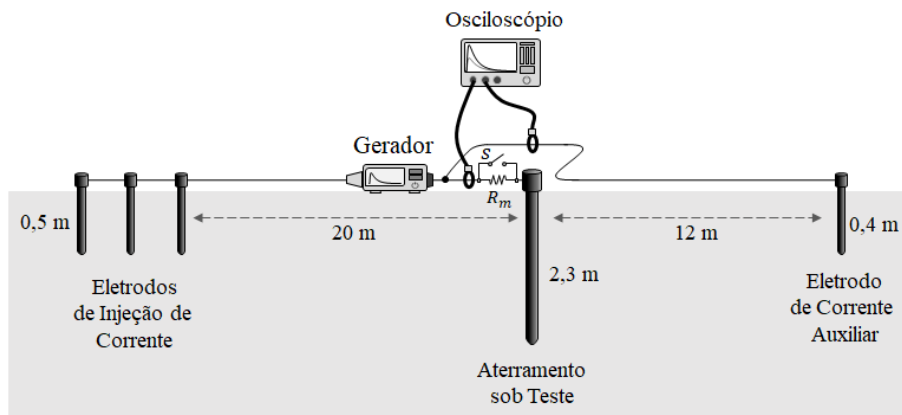


Figura 4.28. Arranjo de medição utilizado para obtenção das curvas de validação do método de síntese da resposta ao impulso a partir da aplicação do método das correntes.

A Figura 4.29 apresenta as curvas de corrente medidas a partir da aplicação do Método das Correntes, (a) no domínio do tempo e (b) no domínio da frequência. As curvas de magnitude e fase da impedância medida são apresentadas na Figura 4.30. Vale observar que estas curvas são as mesmas do Caso C1, discutido no Capítulo 3, e são aqui usadas como forma de ilustrar a viabilidade de reconstrução da GPR para ondas diversas.

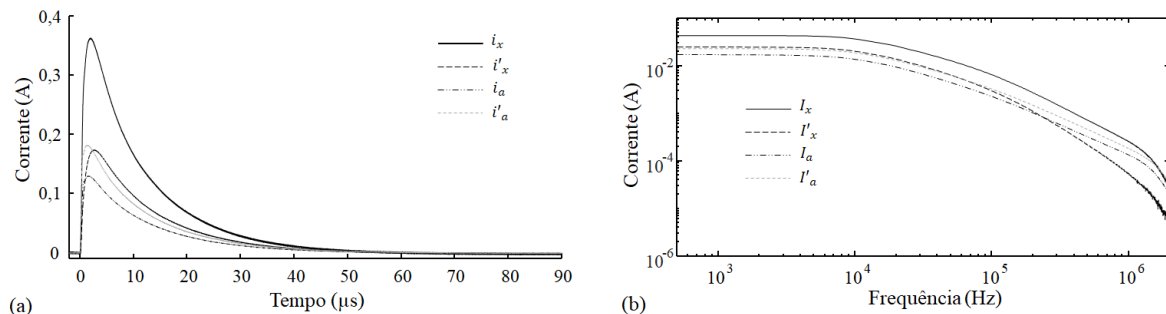


Figura 4.29. Curvas de corrente medidas a partir do Método das Correntes, para o arranjo da Figura 4.28. (a) domínio do tempo, (b) domínio da frequência.

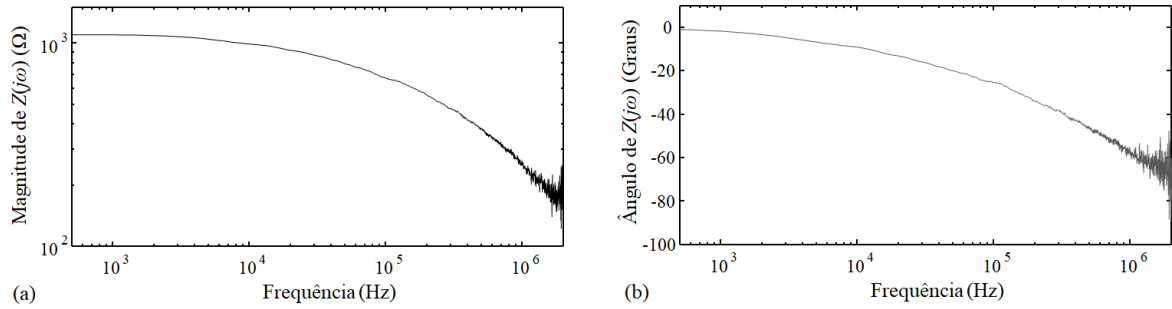


Figura 4.30. Impedância harmônica medida a partir do Método das Correntes, para o arranjo da Figura 4.28. (a) curva de magnitude, (b) curva de fase.

Para o mesmo arranjo apresentado na Figura 4.28, o método clássico de medição de impedância foi aplicado, isto é, foram feitas as medições da corrente injetada e da GPR resultante no aterramento, para um ponto suficientemente distante. As curvas de corrente e GPR medidas são apresentadas na Figura 4.31.

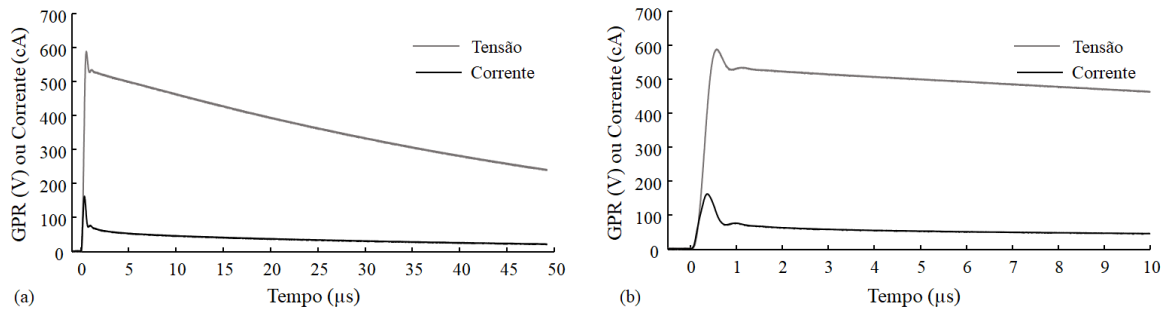


Figura 4.31. Curvas de corrente e GPR medidas por meio da aplicação do método clássico. (a) ondas medidas, (b) zoom nos primeiros microssegundos.

Para esta validação, a curva de impedância medida (Figura 4.30) foi modelada com base nos procedimentos descritos nesta seção, de forma a se obter, como saída da modelagem, o vetor de amostras da resposta ao impulso $h(t)$, correspondente a resposta ao impulso $h[n]$ no domínio do tempo discreto. Em função disto, a curva de GPR apresentada na Figura 4.31 foi reconstruída a partir da convolução de $h[n]$ com a corrente medida, também presente na Figura 4.31. O resultado da reconstrução da curva de GPR é exibido na Figura 4.32.

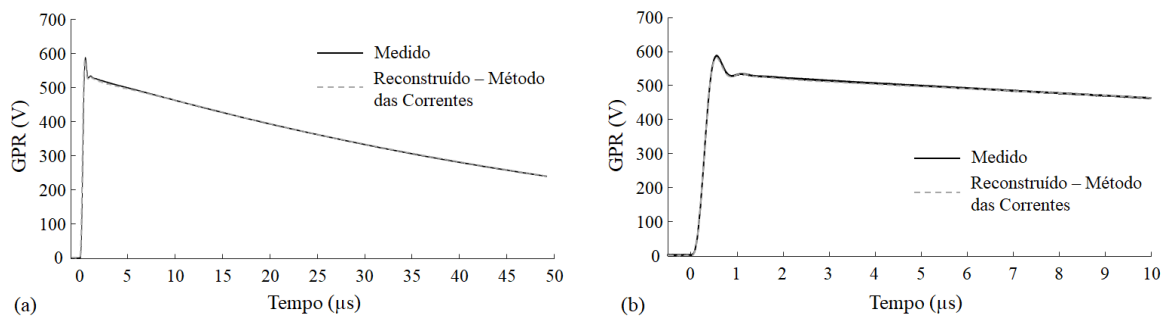


Figura 4.32. Comparação entre as curvas de GPR medida com método clássico e reconstruída a partir do Método das Correntes. (a) onda medida, (b) zoom nos primeiros microssegundos.

A comparação das curvas de GPR medida e reconstruída evidencia que a técnica de medição proposta nesta tese, Método das Correntes, é também precisa na representação da GPR, ainda que esta não tenha sido medida, comprovando a eficácia do método e evidenciando a abrangência deste na representação e caracterização do aterramento. Além disso, a Figura 4.32 apresenta também que a técnica adotada na modelagem da resposta ao impulso leva a resultados satisfatórios, podendo ser aplicada diretamente a curvas de medição sem que isto impacte na qualidade da síntese.

Ainda com relação à característica do processo de modelagem da resposta ao impulso, para o caso de validação descrito nesta seção, é interessante observar que as ondas de corrente adotadas no Método das Correntes, Figura 4.29.a, possuem tempo de frente da ordem de 1 μ s, enquanto a onda de corrente usada na medição da GPR (Figura 4.31), por meio do método clássico, possui tempo de frente da ordem de 300 ns. A distinção entre as ondas, apesar de representar uma diferença na distribuição de energia dos sinais em maiores frequências, não se mostrou impeditiva na reconstrução da onda de interesse, em particular na região de frente da onda.

Por outro lado, a cauda das ondas de corrente utilizadas na modelagem do sistema, Figura 4.29.a, são significativamente mais curtas que as da onda de corrente utilizada na medição clássica, Figura 4.31, o que promove uma diferença significativa da energia das ondas em baixa frequência. Essa característica, no entanto, não foi impeditiva para a garantia de reconstrução da onda de interesse, como evidencia a Figura 4.32, em particular na região da cauda das ondas comparadas.

Adicionalmente, é interessante notar que a capacidade do Método das Correntes em reconstruir a curva de GPR a partir da resposta ao impulso, ainda que esta não tenha sido o foco da medição, leva a excelentes resultados. Essa característica se mostra como um importante diferencial do Método das Correntes. Por exemplo, é sabido que as características do solo, incluindo os materiais condutivos que possam estar enterrados nele, podem inviabilizar a correta medição da curva de GPR. Por outro lado, o Método das Correntes é imune as dificuldades inerentes à medição dos potenciais de superfície, mas não é capaz de fornecer, diretamente, a curva de GPR. O método de síntese descrito neste capítulo, neste caso, mostra que por meio do Método das Correntes se pode reconstruir adequadamente a GPR, fazendo com que este seja o método de medição mais adequado em casos como o exemplificado.

4.8. Considerações Finais

Neste capítulo foram apresentados alguns conceitos sobre o uso de metodologias de identificação de sistemas, tomando como exemplo de aplicação, e objeto de interesse, os sistemas representativos de arranjos de aterramento. O foco da identificação de sistemas se fundamenta na necessidade de compreender o comportamento do aterramento para diferentes formas de onda de corrente, e poder

realizar a análise sem que as curvas medidas precisem expressar as exatas curvas exigidas para isto. O método foi avaliado por meio de simulações computacionais e através de curvas medidas, das quais se verificou uma excelente capacidade de reconstrução das ondas de interesse, a partir da resposta ao impulso obtida do modelo identificado.

Os estudos de caso realizados com base nos dados experimentais permitiram uma ampla avaliação da metodologia, considerando diferentes geometrias de arranjos de aterramento, diferentes resistividades do solo (variando entre 65 Ωm e 2800 Ωm), e utilizando diferentes formas de onda de solicitação. Para todos os casos avaliados, a reconstrução a partir da resposta ao impulso modelada levou a bons resultados.

Considerações de aspecto prático foram discutidas ao longo do Capítulo, onde foram apresentadas as principais contribuições do método, que envolvem desde o caráter facilitador de análise da resposta do sistema, até a redução das dimensões necessárias das LIAs, por exemplo.

Foram também discutidas as formas de aplicação da metodologia de síntese de resposta ao impulso aos métodos de medição não convencionais, como aquele apresentado no Capítulo 3. Os resultados de medição apresentados validam a proposição e expandem a abrangência do novo método. É interessante notar que, posto a capacidade do Método das Correntes em caracterizar amplamente o arranjo de aterramento, a construção da curva de GPR a partir da resposta ao impulso, por exemplo, ainda que esta não tenha sido o foco da medição, é possível e leva a excelentes resultados.

Por fim, com relação ao foco dado a metodologia proposta, ressalta-se que esta não é uma metodologia preditiva, uma vez que os dados necessários para descrição do modelo de aterramentos se baseiam em curvas de medição. Desta forma, caso alterações ocorram na geometria do arranjo de aterramento, ou mesmo variações nas características do solo, por exemplo, em virtude da sazonalidade, novas medições deverão ser realizadas para permitir a descrição de um novo modelo. Essas alterações impactam de formas distintas na aplicação da técnica. Caso uma mudança na geometria do arranjo ocorra, faz-se necessário, sempre, uma nova modelagem. Caso se queira estabelecer o modelo para diferentes condições de solo, em virtude da sazonalidade, é possível obter uma base de dados de medição que permita a caracterização para as diferentes condições do solo. Além disto, ainda é possível gerar um modelo conservativo baseado nas medições para características de solo em pior caso, i.e., no período sem chuvas. Outra forma de aplicação da metodologia proposta, considerando variações do arranjo e do solo, está na possibilidade de construção de um dispositivo de monitoramento do aterramento em tempo real. Arranjos como os de subestações ou similares podem tirar vantagem desta tecnologia, fazendo ajustes nos sistemas de controle e proteção sempre que o modelo do aterramento for atualizado.

V

CONCLUSÕES

A revisão da literatura técnica mostrou que a caracterização da resposta de arranjos de aterramento, seja por meio do valor de resistência ou de sua resposta dinâmica, é tema de pesquisas há bastante tempo. Todavia, características intrínsecas aos arranjos de medição, às características do aterramento e do solo e até mesmo às características da forma de onda de solicitação, tornam a tarefa onerosa e, muitas vezes, pouco confiável. Este trabalho retomou essa pesquisa e determinou como objetivo principal a proposição de técnicas que adicionassem maior robustez e generalidade a esse campo de estudos. Em face deste objetivo, foram propostas três diferentes abordagens para a caracterização do aterramento. Cada abordagem proposta é suficiente para realizar a caracterização pretendida, mas a união das três técnicas permite a caracterização completa do arranjo.

Foi apresentado, discutido e validado um novo método de medição da resistência de arranjos de aterramento. O Método da Carga, como foi denominado, se baseou em um teorema recentemente descrito, e permitiu a minimização de dificuldades intrínsecas às medições de resistência de aterramento que persistiam por várias décadas, como o falseamento dos potenciais de superfície do solo e o acoplamento dos condutores de medição adotados nos circuitos auxiliares, por exemplo. O novo método foi avaliado por meio de medições com elementos concentrados e também em arranjos de aterramento reais. Dentre os arranjos avaliados, quer seja com elementos concentrados, quer seja com arranjos reais de aterramento, o método levou a diferenças menores que 1% em relação ao valor de referência adotado. Parte dos resultados obtidos e a discussão do novo método foram publicados em um periódico do IEEE.

A pesquisa envolvendo o novo método de medição de resistência, seu potencial de aplicação e melhorias, segue ainda em estudo. Neste contexto, no Capítulo 2 desta tese foram discutidas as hipóteses correlatas aos aprimoramentos do Método da Carga. O Anexo B desta tese apresenta algumas das propostas de continuidade associadas as hipóteses descritas naquele capítulo.

No Capítulo 3, uma extensão do arranjo de medição usado pelo Método da Carga foi proposta, de forma a permitir, a partir das mesmas curvas medidas, também a análise da impedância do arranjo de aterramento. Esta extensão deu origem ao Método das Correntes, que foi verificado mediante a simulações e medições em bancada, e validado por meio de um conjunto de medições de arranjos reais de aterramento. A abordagem proposta pelo Método das Correntes é completamente nova e

promissora, pois permite a caracterização de arranjos de aterramento a partir, apenas, de curvas de corrente medidas. Essa é uma grande vantagem da nova proposição, uma vez que a medição das correntes em circulação no arranjo é mais simples e robusta, se comparada a necessidade de medição dos potenciais de superfície do solo.

Uma das grandes limitações na caracterização de arranjos de aterramento por meio de medições está na dificuldade de se obter a representação destes para uma ampla faixa de frequências, o que, para critérios práticos, impacta na capacidade de avaliar a resposta do aterramento para ondas de correntes diversas. Historicamente, dadas as dificuldades e limitações na caracterização, foram criados parâmetros simplificados (impedância impulsiva, impedância transitória etc.) que expressem de alguma forma a dinâmica do sistema para solicitações com amplo espectro de frequências. Esses parâmetros, entretanto, são aproximações ainda pouco representativas para o arranjo, além de limitar a análise da resposta do sistema de aterramento unicamente para as ondas que geraram o respectivo parâmetro. Neste contexto, foi também proposta nesta tese uma metodologia capaz de garantir maior generalidade na análise de sistemas de aterramento. O método proposto se baseou na teoria de identificação de sistemas e, a partir de uma rotina fundamentada em modelagem paramétrica, permitiu a caracterização do aterramento através de sua resposta ao impulso.

O método baseado na caracterização da resposta ao impulso foi avaliado por meio de simulações computacionais e validado através de medições diversas, em arranjos de aterramento reais, levando a resultados satisfatórios. A técnica foi aplicada com sucesso nos dados obtidos de arranjos de medição convencionais, baseados na injeção de corrente no aterramento e na medição do potencial na superfície do solo, assim como naqueles obtidos com o uso do Método das Correntes.

A representação do arranjo por meio da resposta ao impulso, em particular utilizando dados obtidos da aplicação do Método das Correntes, foi capaz de levar à reconstrução da curva de GPR no aterramento, para ondas de corrente de interesse, ainda que jamais se tenha medido uma curva de tensão na respectiva malha de aterramento. Essa característica, em particular, é bastante poderosa para a análise de arranjos de aterramento onde a medição de potencial seja difícil (por qualquer das limitações impostas a essa medição), mas que ainda assim, para permitir a aplicação de técnicas de coordenação de isolamento, ou mesmo para permitir a análise dos potenciais de superfície resultantes em determinada região de interesse, a curva de GPR poderá ser reconstruída através da técnica proposta.

A continuidade da pesquisa que foi desenvolvida nesse trabalho de doutoramento foi discutida ao longo de cada capítulo, nas partes diretamente relacionadas à necessidade de novos desenvolvimentos. Todavia, para facilitar a leitura e garantir maior concisão, estas discussões foram reunidas no Anexo B, onde são discutidas algumas abordagens possíveis para a sequência dos desenvolvimentos ainda necessários.

REFERÊNCIAS

- [1] J. T. Whitehead, "Lightning Performance of TVA'S 500-kV 161-kV Transmission Lines," IEEE Trans. Power Appar. Syst., vol. PAS-102, no. 3, pp. 752–768, 1983.
- [2] L. Grecev, "Impulse efficiency of ground electrodes," IEEE Trans. Power Deliv., vol. 24, no. 1, pp. 441–451, 2009.
- [3] S. Visacro, "The Use of the Impulse Impedance as a Concise Representation of Grounding Electrodes in Lightning Protection Applications," IEEE Trans. Electromagn. Compat., vol. 60, no. 5, pp. 1602–1605, 2018.
- [4] G. F. Tagg, "The measurement of an earth electrode resistance," in Earth Resistances, London: UK: Pitman Pub. Corp., 1964, pp. 178–205.
- [5] E. D. Sunde, "Ground resistance measurements," in Earth Conduction Effects in Transmission Systems, D. Pub., Ed. New York, 1968, pp. 94–97.
- [6] G. F. Tagg, "Measurement of the resistance of physically large earth-electrode systems," Proc. Inst. Electr. Eng., vol. 117, no. 11, pp. 2185–2190, 1970.
- [7] P. R. Pillai and E. P. Dick, "A review on testing and evaluating substation grounding systems," IEEE Trans. Power Deliv., vol. 7, no. 1, pp. 53–61, 1992.
- [8] J. Ma and F. P. Dawalibi, "Extended Analysis of Ground Impedance Measurement Using the Fall-of-Potential Method," IEEE Trans. Power Deliv., vol. 17, no. 4, pp. 881–885, 2002.
- [9] S. Visacro, "Capítulo 3 - Métodos de medição de resistência de aterramento e de resistividade do solo.," in Aterramentos Elétricos - Conceitos básicos, técnicas de medição e instrumentação, filosofias de aterramento., 2002, pp. 61–96.
- [10] IEEE Power and Energy Society, "IEEE Guide for Measuring Earth Resistivity , Ground Impedance , and Earth Surface Potentials of a Grounding System," vol. 1012, no. December. 2012.
- [11] "IEEE Guide for Safety in AC Substation Grounding, IEEE Std. 80-2013." .
- [12] J. Ma and F. P. Dawalibi, "Influence of inductive coupling between leads on ground impedance measurements using the Fall-of-Potential method," IEEE Trans. Power Deliv., vol. 16, no. 4, pp. 739–743, 2001.

- [13] V. Kostić, N. Raičević, and A. Pavlović, “Enhanced grounding system impedance measurements for high-voltage substations,” *Int. Trans. Electr. Energy Systems*, vol. 25, no. 9, pp. 1875–1883, 2014.
- [14] H. Griffiths, P. Jones, N. Harid, and A. Haddad, “Proposal for measurement of earth impedance using variable frequency injection,” *Meas. Sci. Technol.*, vol. 21, no. 8, pp. 1–8, 2010.
- [15] H. G. Sarmiento, R. Velazquez, J. Fortin, and D. Mukhedkar, “Survey of Low Ground Electrode Impedance Measurements,” *IEEE Trans. Power Appar. Syst.*, vol. PAS-102, no. 9, pp. 2842–2849, 1983.
- [16] P. Hrobat and I. Papič, “An oscilloscope method for eliminating the interference and disturbance voltages for the earthing measurements of large earthing systems in substations,” *Electr. Power Syst. Res.*, vol. 81, no. 2, pp. 510–517, 2011.
- [17] W. Zhou et al., “Power Frequency Interference and Suppression in Measurement of Power Transmission Tower Grounding Resistance,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 30, no. 2, pp. 1016–1023, 2015.
- [18] C. Wang, T. Takasima, T. Sakuta, and Y. Tsubota, “Grounding resistance measurement using fall-of-potential method with potential probe located in opposite direction to the current probe,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 13, no. 4, pp. 1128–1135, 1998.
- [19] V. I. Kostić and N. B. Raičević, “A study on high-voltage substation ground grid integrity measurement,” *Electr. Power Syst. Res.*, vol. 131, pp. 31–40, 2016.
- [20] Z. Hu, S. Ni, B. Zhang, and K. Zhang, “New Method of Measuring Ground Impedance and Mutual Impedance Between Measuring Lead Wires,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 33, no. 5, pp. 2070–2077, 2018.
- [21] E. B. Curdts, “Some of the fundamental aspects of ground resistance measurements,” *Trans. Am. Inst. Electr. Eng. Part I Commun. Electron.*, vol. 77, no. 5, pp. 760–767, 1958.
- [22] G. F. Tagg, “Measurement of earth-electrode resistance with particular reference to earth-electrode systems covering a large area,” *Proc. Inst. Electr. Eng.*, vol. 111, no. 12, pp. 2118–2130, 1964.
- [23] F. Dawalibi and D. Mukhedkar, “Ground Electrode Resistance Measurements in Non Uniform Soils,” *IEEE Trans. Power Appar. Syst.*, vol. PAS-93, no. 1, pp. 109–115, 1974.
- [24] R. Rudenberg, “Grounding principles and practice I—Fundamental considerations on ground currents,” *Electr. Eng.*, vol. 64, no. 1, pp. 1–13, 1945.
- [25] R. Zeng, J. He, Y. Gao, J. Zou, and Z. Guan, “Grounding resistance measurement analysis of grounding system in vertical-layered soil,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 19, no. 4, pp. 1553–1559, 2004.
- [26] R. Zeng, J. He, Y. Gao, W. Sun, and Q. Su, “Measuring electrode arrangement for grounding resistance measurement of grounding system in vertical-layered soil,” in *PowerCon 2000. 2000 International Conference on Power System Technology. Proceedings (Cat. No.00EX409)*, 2000.

- [27] A. Raizer, W. Valente Jr., and V. Luiz Coelho, "Development of a new methodology for measurements of earth resistance, touch and step voltages within urban substations," *Electr. Power Syst. Res.*, vol. 153, pp. 111–118, 2017.
- [28] T. Yuan, Y. Bai, W. Sima, C. Xian, Q. Peng, and R. Guo, "Grounding resistance measurement method based on the fall of potential curve test near current electrode," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 32, no. 4, pp. 2005–2012, 2017.
- [29] C. Korasli, "Ground Resistance Measurement With Alternative Fall-of-Potential Method," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 20, no. 2, pp. 1657–1661, 2005.
- [30] R. Zeng, J. He, and Z. Guan, "Novel Measurement System for Grounding Impedance of Substation," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 21, no. 2, pp. 719–725, 2006.
- [31] A. R. Panicali and W. A. Chisholm, "High Accuracy Short Range Ground Resistance Measurement Based on an Extrapolation Technique," in *International Conference on Grounding and Earthing*, 2018, pp. 1–6.
- [32] W. A. Chisholm and A. Panicali, "Fall Of Potential From Hemispheres, Discs, Cylinders And Rectangles In Uniform And Two-Layer Soil," in *International Conference on Grounding and Earthing*, 2018, pp. 145–150.
- [33] A. B. Lima, J. O. S. Paulino, W. C. Boaventura, C. E. F. Caetano, and I. J. S. Lopes, "Grounding Resistance Measurements Using Very Short Current and Potential Leads," in *International Symposium on Lightning Protection, SIPDA 2017*, 2017, vol. 4, pp. 132–137.
- [34] G. Parise, L. Martirano, L. Parise, S. Celozzi, and R. Araneo, "Simplified Conservative Testing Method of Touch and Step Voltages by Multiple Auxiliary Electrodes at Reduced Distance," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 51, no. 6, pp. 4987–4993, 2015.
- [35] M. Kazerooni, H. Zhu, and T. J. Overbye, "Improved Modeling of Geomagnetically Induced Currents Utilizing Derivation Techniques for Substation Grounding Resistance," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 32, no. 5, pp. 2320–2328, 2017.
- [36] M. Center, "Guide to clamp-on ground testing," Megger, Chandler, AZ, USA, 2013. [Online]. Available: www.biddlemegger.com/biddle-ug/%0AGuideToClampOnGroundTesting-MC.pdf.
- [37] V. A. Rakov and F. Rachidi, "Overview of recent progress in lightning research and lightning protection," *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 51, no. 3 PART 1, pp. 428–442, 2009.
- [38] S. Visacro and G. Rosado, "Response of Grounding Electrodes to Impulsive Currents: An Experimental Evaluation," *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 51, no. 1, pp. 161–164, Feb. 2009.
- [39] E. D. Sunde, "Earth Conduction Effects in Transmission Systems." Dover Publications, New York, 1968.
- [40] C. Portela, "Measurement and modeling of soil electromagnetic behavior," in *1999 IEEE*

- International Symposium on Electromagnetic Compatibility. Symposium Record (Cat. No.99CH36261), 1999, vol. 2, pp. 1004–1009.
- [41] J. O. S. Paulino, W. Do Couto Boaventura, A. Barros Lima, and M. F. Guimaraes, “Transient voltage response of ground electrodes in the time-domain,” 2012 31st Int. Conf. Light. Prot. ICLP 2012, vol. 2, 2012.
 - [42] A. M. Mousa, “The soil ionization gradient associated with discharge of high currents into concentrated electrodes,” IEEE Trans. Power Deliv., vol. 9, no. 3, pp. 1669–1677, Jul. 1994.
 - [43] C. L. Longmire and K. S. Smith, “A Universal Impedance for Soils.” Defense Nuclear Agency, Washington, D. C., D. C., p. 25, 1975.
 - [44] B. R. Gupta and B. Thapar, “Impulse Impedance of Grounding Grids,” IEEE Trans. Power Appar. Syst., vol. PAS-99, no. 6, pp. 2357–2362, Nov. 1980.
 - [45] V. Arnautovski-Toseva, L. Grcev, and M. Kacarska, “High frequency grounding study - Image and transmission line models vs. electromagnetic model,” 2013 21st Int. Conf. Software, Telecommun. Comput. Networks, SoftCOM 2013, 2013.
 - [46] R. Alipio and S. Visacro, “Modeling the Frequency Dependence of Electrical Parameters of Soil,” IEEE Trans. Electromagn. Compat., vol. 56, no. 5, pp. 1163–1171, Oct. 2014.
 - [47] Jong-kee Choi, Yong-ho Ahn, Sun-geun Goo, Kijun Park, Jin-yu Yoon, and Gil-jo Jung, “Direct measurement of frequency domain impedance characteristics of grounding system,” in Proceedings. International Conference on Power System Technology, 2002, vol. 4, pp. 2218–2221.
 - [48] W. A. Chisholm, E. Petrache, and F. Bologna, “Comparison of Low Frequency Resistance and Lightning Impulse Impedance on Transmission Towers,” in International Symposium on Lightning Protection (SIPDA), 2009, pp. 329–334.
 - [49] A. B. Lima et al., “Transient grounding impedance and transient resistivity measurements using a very short current lead,” Electr. Power Syst. Res., vol. 118, pp. 69–75, 2015.
 - [50] C. E. F. Caetano, “Estudo de um Arranjo Especial de Aterramento que Atenua o Problema do Comprimento Efetivo,” Dissertação de Mestrado em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais-UFGM, 2017.
 - [51] L. V. Bewley, “Theory and tests of the counterpoise,” Electr. Eng., vol. 53, no. 8, pp. 1163–1172, Aug. 1934.
 - [52] P. L. Bellaschi, “Impulse and 60-cycle characteristics of driven grounds,” Electr. Eng., vol. 60, no. 3, pp. 123–127, Mar. 1941.
 - [53] IEEE, “1410-2010 - IEEE Guide for Improving the Lightning Performance of Electric Power Overhead Distribution Lines.” 2011.
 - [54] B. D. Rodrigues and S. Visacro, “Portable Grounding Impedance Meter Based on DSP,” IEEE Trans. Instrum. Meas., vol. 63, no. 8, pp. 1916–1925, Aug. 2014.

- [55] W. A. Chisholm, E. Petrache, and F. Bologna, "Grounding of overhead transmission lines for improved lightning protection," 2010 IEEE PES Transm. Distrib. Conf. Expo. Smart Solut. a Chang. World, vol. 2, no. m, pp. 2–7, 2010.
- [56] A. B. Lima, J. O. S. Paulino, W. C. Boaventura, and M. F. Guimaraes, "Transient ground impedance measurement using a very short current lead," 2013 Int. Symp. Light. Prot. SIPDA 2013, pp. 177–183, 2013.
- [57] S. Ramo, J. R. Whinnery, and T. Van Duzer, "Características dos Guias de Onda e das Linhas de Transmissão Comuns," in *Campos e Ondas em Eletrônica das Comunicações*, Rio de Janeiro, Brazil: John Wiley & Sons / Guanabara Dois S.A., 1981, pp. 354–357.
- [58] M. F. Guimarães, J. O. S. Paulino, W. D. C. Boaventura, and A. B. Lima, "Sistema para Medição da Impedância de Malhas de Aterramento de Torres de Linhas de Transmissão Utilizando Ondas Impulsivas e Cabos de Pequeno Comprimento," in *Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica*, 2015, pp. 1–8.
- [59] W. A. Chisholm, B. Jamali, M. Mathew, J. Driscoll, and F. F. Bologna, "Transient resistivity measurements on 345-kV transmission towers," 2013 Int. Symp. Light. Prot. SIPDA 2013, pp. 171–176, 2013.
- [60] A. B. Lima, J. O. S. Paulino, W. C. Boaventura, C. E. F. Caetano, and E. N. Cardoso, "Transmission line grounding arrangement that overcomes the effective length issue," *Int. Conf. Light. Prot.*, 2016.
- [61] C. E. F. Caetano, A. B. Lima, J. O. S. Paulino, W. C. Boaventura, and E. N. Cardoso, "A conductor arrangement that overcomes the effective length issue in transmission line grounding," *Electr. Power Syst. Res.*, 2017.
- [62] C. E. Caetano, J. O. S. Paulino, C. F. Barbosa, J. C. O. Silva, and A. R. Panicali, "A New Method for Grounding Resistance Measurement Based on the Drained Net Charge," *IEEE Trans. Power Deliv.*, pp. 1–1, 2018.
- [63] J. C. de O. e Silva, A. R. Panicali, C. F. Barbosa, C. E. F. Caetano, and J. O. S. Paulino, "Electric charge flow in linear circuits," *Electr. Power Syst. Res.*, vol. 170, pp. 57–63, May 2019.
- [64] M. Nayel, A. Ametani, Y. Baba, N. Nagaoka, and S. Sekioka, "A study on a mutual grounding impedance and its transient characteristic," in *IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exhibition*, 2002.
- [65] W. Chisholm; J. Anderson, "Guide for Transmission Line Grounding: A Roadmap for Design, Testing, and Remediation." EPRI, Palo Alto, p. 298, 2004.
- [66] A. B. Lima, "Medição da Impedância e da Resistência de Aterramento Utilizando Ondas Impulsivas e Cabos de Pequeno Comprimento nos Circuitos de Tensão e de Corrente," *Tese de Doutorado em Engenharia Elétrica*, Universidade Federal de Minas Gerais, 2015.
- [67] E. Clark, *Circuit analysis of AC power systems: volume I - Symmetrical and Related Components*.

- New York: J.Wiley; London: Chapman & Hall, 1943.
- [68] J. O. S. Paulino, “Inflências de curtos-circuitos nas redes de distribuição sobre redes de telefonia em uso mútuo de posteação,” Dissertação de Mestrado em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais-UFMG, 1985.
 - [69] A. B. Lima, J. O. S. Paulino, I. J. S. Lopes, and T. C. Dias, “Modelo para Malhas de Aterramento de Torres de Linhas de Transmissão Submetidas a Descargas Atmosféricas,” in *IEEE Power and Energy Society - T&D 2010 Latin America*, 2010, pp. 1–8.
 - [70] A. B. Lima, C. E. F. Caetano, J. O. S. Paulino, W. C. Boaventura, I. J. S. Lopes, and C. F. Barbosa, “An original setup to measure grounding resistances using fast impulse currents and very short leads,” *Electr. Power Syst. Res.*, vol. 173, no. February, pp. 6–12, 2019.
 - [71] L. Grech, “Modeling of grounding electrodes under lightning currents,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 51, no. 3 PART 1, pp. 559–571, 2009.
 - [72] A. B. Lima, J. O. S. Paulino, W. Do Couto Boaventura, and M. F. Guimarães, “A simplified method for calculating the tower grounding impedance by means of pspice,” *2012 31st Int. Conf. Light. Prot. ICLP 2012*, pp. 0–3, 2012.
 - [73] J. W. Cooley, P. A. W. Lewis, and P. D. Welch, “The Fast Fourier Transform and Its Applications,” *IEEE Trans. Educ.*, vol. 12, no. 1, pp. 27–34, 1969.
 - [74] Luis Antonio Aguirre, *Introdução à Identificação de Sistemas; Técnicas Lineares e Não Lineares: Teoria e Aplicação*, 4a Edição. Belo Horizonte, 2015.
 - [75] K. Steiglitz and L. McBride, “A technique for the identification of linear systems,” *IEEE Trans. Automat. Contr.*, vol. 10, no. 4, pp. 461–464, Oct. 1965.
 - [76] A. Geri, “Behaviour of grounding systems excited by high impulse currents: the model and its validation,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 14, no. 3, pp. 1008–1017, 1999.
 - [77] R. de Prony, “Essai experimentale et analytique,” *J. Ec. Polytechnique*, pp. 24–76, 1795.
 - [78] S. Grivet-Talocia, “Package macromodeling via time-domain vector fitting,” *IEEE Microw. Wirel. Components Lett.*, vol. 13, no. 11, pp. 472–474, Nov. 2003.
 - [79] Ricardo Schumacher, “Identificação de sistemas via bases de funções racionais e métodos iterativos baseados em variáveis instrumentais,” UFPR, 2017.
 - [80] R. Alipio, R. M. Costa, R. N. Dias, A. De Conti, and S. Visacro, “Grounding modeling using transmission line theory: Extension to arrangements composed of multiple electrodes,” *2016 33rd Int. Conf. Light. Prot.*, pp. 1–5, Sep. 2016.
 - [81] H. K. Hoidalén, “Analytical formulation of lightning-induced voltages on multiconductor overhead lines above lossy ground,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 45, no. 1, pp. 92–100, Feb. 2003.
 - [82] A. De Conti and S. Visacro, “Analytical representation of single- and double-peaked lightning

- current waveforms,” IEEE Trans. Electromagn. Compat., vol. 49, no. 2, pp. 448–451, 2007.
- [83] F. Rachidi et al., “Current and electromagnetic field associated with lightning-return strokes to tall towers,” IEEE Trans. Electromagn. Compat., vol. 43, no. 3, pp. 356–366, 2001.
- [84] I. F. Gonos, “Transient impedance of grounding rods,” in 11th International Symposium on High-Voltage Engineering (ISH 99), 1999, vol. 1999, pp. v2-272-v2-272.
- [85] J. Scott, “Electrical and Magnetic Properties of Rock and Soil,” U.S. Geol. Surv., Dept. Inter., no. Washington, D.C, 1966.
- [86] C. E. F. Caetano, A. B. Lima, J. O. S. Paulino, W. C. Boaventura, and E. N. Cardoso, “A conductor arrangement that overcomes the effective length issue in transmission line grounding,” Electr. Power Syst. Res., vol. 159, pp. 31–39, 2018.
- [87] C. Sanathanan and J. Koerner, “Transfer function synthesis as a ratio of two complex polynomials,” IEEE Trans. Automat. Contr., vol. 8, no. 1, pp. 56–58, Jan. 1963.
- [88] B. Gustavsen and A. Semlyen, “Rational approximation of frequency domain responses by vector fitting,” IEEE Trans. Power Deliv., vol. 14, no. 3, pp. 1052–1061, Jul. 1999.

ANEXO A

- PRINCIPAIS PUBLICAÇÕES CORRELATAS AO TEMA DA TESE -

Neste apêndice são listadas as publicações recentes, envolvendo áreas correlacionadas às abordadas no trabalho de doutoramento. As publicações foram divididas em dois grupos distintos, aquelas publicadas em periódicos e as publicadas em anais de eventos.

Em particular a publicação [A.4] merece destaque, não apenas por ser a publicação transcrita no Capítulo 2, mas por esta publicação ter sido indicada ao *prêmio PES Prize Paper Award* do *IEEE*, <<https://site.ieee.org/tpwr/pwr-resource-site-papers-received-favorable-reviews/>> em 2019.

A.1. Publicações em Periódicos

[2020]

- [A.1] R. Batista, C.E.F. Caetano, J.O.S. Paulino, W.C. Boaventura, I.J.S. Lopes, E.N. Cardoso, “A study of grounding arrangements composed by vertical electrodes for two-layered stratified soil models,” *Electr. Power Syst. Res.*, vol. 180, March 2020.

[2019]

- [A.2] J. C. de O. e Silva, A. R. Panicali, C. F. Barbosa, C. E. F. Caetano, and J. O. S. Paulino, “Electric charge flow in linear circuits,” *Electr. Power Syst. Res.*, vol. 170, pp. 57–63, May 2019.
- [A.3] A. B. Lima, C. E. F. Caetano, J. O. S. Paulino, W. C. Boaventura, I. J. S. Lopes, C. F. Barbosa, “An original setup to measure grounding resistances using fast impulse currents and very short leads,” *Electr. Power Syst. Res.*, vol 173, pp. 6-12, August 2019.
- [A.4] C. E. F. Caetano, J. O. S. Paulino, C. F. Barbosa, J. C. O. Silva, and A. R. Panicali, “A New Method for Grounding Resistance Measurement Based on the Drained Net Charge,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol 34, pp. 1011-1018, June 2019.

[2018]

- [A.5] C. E. F. Caetano, A. B. Lima, J. O. S. Paulino, W. C. Boaventura, and E. N. Cardoso, “A conductor arrangement that overcomes the effective length issue in transmission line grounding,” *Electr. Power Syst. Res.*, vol 159, pp. 31-39, June 2018.

A.1. Publicações em Anais de Eventos

[2019]

- [A.6] C. E. F. Caetano; J. O. S. Paulino; W. C. Boaventura; I. J. S. Lopes; M. F. Guimarães; C. F. Barbosa; E. N. Cardoso. “Metodologia simplificada para a caracterização da resposta

transitória e de regime permanente de arranjos de aterramento,” In: *XXV SNPTEE-Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica*, Belo Horizonte, Brazil, 2019.

- [A.7] R. Batista; C. E. F. Caetano; J. O. S. Paulino; W. C. Boaventura; “A Vertical Grounding Arrangement that Diminishes Impulse Coefficient in a Two-Layered Soil,” In: *International Symposium on Lightning Protection (XV SIPDA)*, São Paulo, Brazil, 2019.

[2018]

- [A.8] C. E. F. Caetano; R. Batista; J. O. S. Paulino; W. C. Boaventura; I. J. S. Lopes; E. N. Cardoso. “A Simplified Method for Calculating the Impedance of Vertical Grounding Electrodes Buried in a Horizontally Stratified Multilayer Ground,” In: *2018 34th International Conference on Lightning Protection (ICLP)*, 2018, Rzeszow.

- [A.9] C. E. F. Caetano; J. O. S. Paulino; W. C. Boaventura; A. B. Lima; I. J. S. Lopes; E. N. Cardoso. “A conductor arrangement that overcomes the effective length issue in transmission line grounding: full-scale measurements,” In: *2018 34th International Conference on Lightning Protection (ICLP)*, 2018, Rzeszow.

[2017]

- [A.10] J. O. S. Paulino; W. C. Boaventura; E. N. Cardoso; A. B. Lima; C. E. F. Caetano; J. R. S. Machado; M. A. Rennó. “Malhas de Aterramento de Baixo Valor de Impedância que Atenuam o Problema do Comprimento Efetivo: Análise Teórica e Estudo em Modelo Reduzido,” In: *Congresso de Inovação Tecnológica em Energia Elétrica, CITENEL*, 2017, João Pessoa, p. 1-9.

- [A.11] A. B. Lima; J. O. S. Paulino; W. C. Boaventura; C. E. F. Caetano; I. J. S. Lopes. “Grounding resistance measurements using very short current and potential leads,” In: *2017 International Symposium on Lightning Protection (XIV SIPDA)*, 2017, Natal.

[2016]

- [A.12] A. B. Lima; J. O. S. Paulino; W. C. Boaventura; C. E. F. Caetano; E. N. Cardoso. “Transmission line grounding arrangement that overcomes the effective length issue,” In: *2016 33rd International Conference on Lightning Protection (ICLP)*, 2016, Estoril.

ANEXO B

- PRINCIPAIS PROPOSTAS DE CONTINUIDADE DO TRABALHO -

A discussão acerca das propostas de continuidade da pesquisa apresentadas nesta tese foi dividida em cinco diferentes itens, que são descritos a seguir, em forma de tópicos. A divisão contempla, de alguma forma, a distinção de assuntos e a sequência que estes foram apresentados ao longo do texto.

Como forma de viabilizar a sequência das pesquisas listadas neste anexo, cinco laboratórios destinados ao estudo de aterramento estão sendo atualmente implantados pela equipe de pesquisadores do LEAT-UFMG. Estes laboratórios permitirão o estudo de diferentes geometrias de aterramento, construídos em solos com resistividades variando de $1 \Omega\text{m}$ até $3000 \Omega\text{m}$. Vários dos resultados apresentados nesta tese foram obtidos de medições nos locais que receberão estes laboratórios. Um dos locais utilizados na construção possui área compartilhada com outras estruturas condutoras enterradas, o que permitirá verificar, em ambiente controlado e conhecido, as influências destas estruturas sobre as medições com os métodos clássicos e sobre as medições com os métodos propostos nesta tese.

Por diferentes geometrias de aterramento entende-se: i) arranjos em modelo reduzido, viabilizados por um laboratório dedicado a esse tipo de geometria, nas proximidades do LEAT, ii) hastes verticais típicas de aterramentos concentrados, iii) cabos contrapeso com tamanho e configuração variável, incluindo escala real de aterramento de torres de LT, iv) hastes verticais de grande comprimento, v) malhas de aterramento reticulado de pequena, média e grandes dimensões, e vi) malha de aterramento típica de torres de aerogeradores. Muitas destas estruturas serão reconfiguráveis, para permitir uma abordagem mais abrangente dos estudos a se realizar.

A variação das características do solo e das geometrias de aterramento será de extrema importância nas próximas etapas do desenvolvimento.

[A.1] - Aplicação do Método do Deslocamento Oblíquo

Foi discutida, no Capítulo 2, a necessidade de se estabelecer os limites de validade para a aplicação do Método Oblíquo como possibilidade de contornar os efeitos introduzidos pela resistência mútua entre eletrodos de aterramento, auxiliar e de interesse, dispostos a pequenas distâncias de separação. Essa necessidade surge para, i) validar a proposição teórica apresentada, através de resultados de medição, para a condição onde as premissas propostas, de uso de eletrodos hemisféricos e solos homogêneos, sejam atendidas, e ii) verificar os limites de aproximação possíveis

para as condições onde as premissas de proposição do método não sejam atendidas. Verificar a validade do método e os limites desta é uma das propostas de continuidade da pesquisa.

[A.2] - Mitigação da influência de correntes espúrias

Na Seção 2.5, foi apresentada e discutida duas técnicas de mitigação de correntes espúrias no solo que podem influenciar na medição. A primeira técnica dizia respeito ao uso de instrumentos de medição, ou mesmo filtros, que possam atenuar os sinais de baixa frequência provenientes dos sistemas de potência. A segunda técnica dizia respeito à eliminação do nível c.c. das curvas medidas, também capaz de eliminar a influência de correntes com frequência muito menores que aquelas típicas dos sinais de interesse na medição.

Nesse âmbito, são necessárias maiores investigações acerca da influência de eliminação de componentes de baixa frequência das ondas medidas, uma vez que o uso de sensores de corrente com banda limitada, ou mesmo o uso de filtros, podem desencadear alguma distorção no valor da carga líquida computada. Para garantir maior generalidade a essa investigação, o estudo da técnica poderá ser realizado por meio de simulações computacionais, com auxílio de filtros digitais, medições em bancada e medições em arranjos de aterramento reais. Tanto as medições em bancada quando as medições em arranjos de aterramento poderão usar fontes independentes, para gerar o sinal de interesse e a corrente espúria, de forma simultânea, sendo necessário, porém, cuidados adicionais com a proteção dos operadores e dos instrumentos a serem utilizados.

Adicionalmente, a medição de arranjos de aterramento conectados a estruturas energizadas, como torres de linhas de transmissão e estruturas de subestações, poderá resultar em dados passíveis de verificação das técnicas, uma vez que, nestes ambientes, as correntes espúrias introduzidas pelo sistema de potência podem se tornar significativas.

[A.3] - Uso de LIAs nos circuitos auxiliar e de injeção de corrente

Com relação ao uso das Linhas Infinitas Artificiais, discutido com detalhes na Seção 2.6, é necessário, ainda, verificar experimentalmente a validade das hipóteses levantadas. Fundamentado em resultados obtidos na literatura e em resultados de medição em bancada, com arranjo capaz de simular os efeitos de aplicação do Método da Carga em circuitos contendo uma LT, o uso de LIAs se mostra como uma potencial alternativa para substituir os condutores singelos nas medições de aterramento. Além da realização de medições com o arranjo proposto, e possíveis variações do mesmo, é também necessário verificar a capacidade da LIA em mitigar o acoplamento resistivo mútuo entre os aterramentos.

Nesse sentido, a aplicação da técnica em uma medição preliminar, de onde as curvas de corrente medidas foram usadas na formulação proposta para o Método das Correntes aprimorado, é mostrada na Figura A.1.

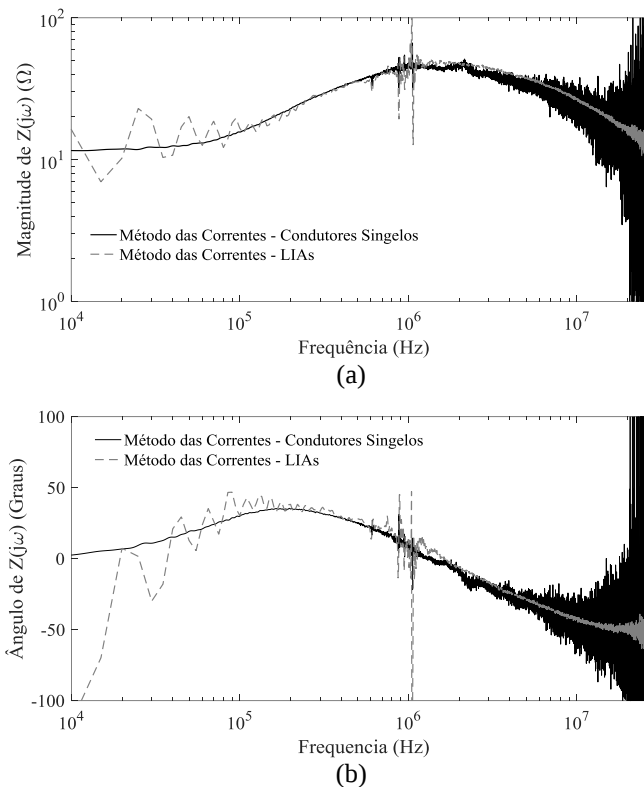


Figura A.1. Comparação de curvas de impedância medidas com a aplicação do Método das Correntes utilizando condutores singelos e LIAs, nos circuitos auxiliar e de injeção de corrente. (a) magnitude; (b) fase.

Como pode ser observado, a medição utilizando LIAs não resultou em uma boa representação para o aterramento medido em frequências mais baixas (< 100 kHz), entretanto, para frequências mais elevadas (> 100 kHz), a resposta do arranjo de medição com LIAs levou a uma representação satisfatória das curvas de magnitude e fase da impedância de aterramento. Esse resultado evidencia que a utilização das estruturas de onda lenta, nos novos métodos de medição, baseados nas correntes medidas e nas cargas líquidas drenadas, pode ser suficientemente promissor para justificar a proposta de continuidade da pesquisa.

[A.4] - Caracterização de arranjos de aterramento no domínio do tempo

No Capítulo 4, um novo método de caracterização e análise de arranjos de aterramento foi apresentado, discutido e validado computacionalmente e experimentalmente. No entanto, importantes aspectos do novo método seguem ainda em aberto e poderão ser explorados como proposta de continuidade desta tese.

A principal continuidade dos estudos envolvendo o Método da Resposta ao Impulso está em obter resultados experimentais que lhe garantam maior generalidade. Nesse sentido, a possibilidade de medição de grandes malhas de aterramento, além da possibilidade de caracterização de arranjos mais complexos, permitindo, por exemplo, a modelagem de sistemas de aterramento interligados, se destacam. Nesse último caso, o tempo de propagação das correntes medidas poderá ser usado, também, para compreender e representar a resposta de aterramentos mais distantes, contabilizando, em tempo adequado, a sua contribuição para a resposta do sistema. Esse caso, em particular, se mostra bastante interessante para a caracterização de malhas de aterramento de torres de linhas de transmissão, onde a influência das torres vizinhas pode ser adequadamente contabilizada, gerando um modelo representativo mais abrangente.

[A.5] - Estudo comparativo com as metodologias clássicas

Nesta tese de doutoramento, os resultados apresentados levaram em consideração as condições e cuidados necessários à validação das técnicas propostas. Isso significa que, para todas as medições com os métodos clássicos, se buscou minimizar os efeitos de falseamento que poderiam ser introduzidos por dificuldades ou limitações dos métodos, como descrito no corpo deste trabalho. Como continuidade da pesquisa, são propostas, também, campanhas de medição comparativas para a condições onde os métodos clássicos apresentem dificuldades, evidenciando as diferenças de aplicação dos métodos propostos e as principais vantagens elencadas para cada um deles.