

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

**ESTUDO DE UM ARRANJO ESPECIAL DE ATERRAMENTO QUE
ATENUA O PROBLEMA DO COMPRIMENTO EFETIVO**

**CARLOS ERMÍDIO FERREIRA CAETANO
BELO HORIZONTE
2017**

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO Nº 993

**ESTUDO DE UM ARRANJO ESPECIAL DE ATERRAMENTO QUE ATENUA O
PROBLEMA DO COMPRIMENTO EFETIVO**

Carlos Ermídio Ferreira Caetano

DATA DA DEFESA: 14/07/2017

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

ESTUDO DE UM ARRANJO ESPECIAL DE ATERRAMENTO QUE
ATENUA O PROBLEMA DO COMPRIMENTO EFETIVO

Carlos Ermídio Ferreira Caetano

Dissertação de Mestrado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. José Osvaldo Saldanha Paulino, Dr.

BELO HORIZONTE – MG

JULHO DE 2017

C128e Caetano, Carlos Ermídio Ferreira.
Estudo de um arranjo especial de aterramento que atenua o problema do comprimento efetivo [manuscrito] / Carlos Ermídio Ferreira Caetano. – 2017.
94 f., enc.: il.

Orientador: José Osvaldo Saldanha Paulino.

Dissertação (mestrado) Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Apêndices: f. 93-94.

Bibliografia: f. 88-92.

1. Engenharia elétrica - Teses. 2. Energia elétrica - Transmissão - Teses. 3. Correntes elétricas - Aterramento - Teses. 4. Simulação por computador - Teses. I. Paulino, José Osvaldo Saldanha. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 621.3(043)

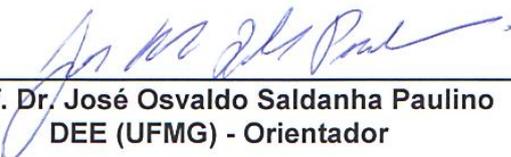
"Estudo de um Arranjo Especial de Aterramento que Atenua o Problema do Comprimento Efetivo"

Carlos Ermídio Ferreira Caetano

Dissertação de Mestrado 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 Mestre em Engenharia Elétrica.

Aprovada em 14 de julho de 2017.

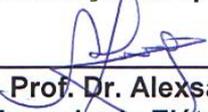
Por:



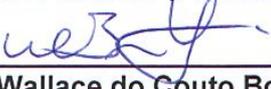
Prof. Dr. José Osvaldo Saldanha Paulino
DEE (UFMG) - Orientador



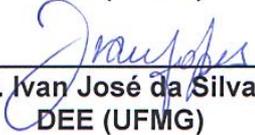
Prof. Dr. Célio Fonseca Barbosa
Fundação CPqD (Fundação CPqD)



Prof. Dr. Alexander Barros Lima
Dept. Engenharia Elétrica (Faculdade Pitágoras)



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



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

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador, Prof. José Osvaldo, agradeço pelo convite de participação na pesquisa de um tema tão relevante e por fazer com que esse tema se tornasse, na realidade, um presente ao desenvolvimento realizado. Agradeço pelo seu profissionalismo, pela infindável paciência, pelo incentivo constante, principalmente nos momentos de maior ansiedade. Agradeço por me guiar na busca do saber científico e por ser, além de notável pesquisador, um excelente educador. Ao meu amigo José Osvaldo, agradeço sobretudo a sensibilidade e a compreensão de aspectos que transcendem o profissional, e, em razão disso, agradeço cada conselho oferecido. Agradeço as inúmeras conversas e histórias partilhadas, os e-mails trocados, os momentos de confraternização e as novas histórias que esses momentos propiciaram. Muito obrigado, Professor.

Ao Prof. Wallace Boaventura, agradeço o apoio incondicional dado a essa pesquisa, agradeço por compartilhar a sua experiência nas inúmeras reuniões informais que tivemos ao longo dos últimos anos e agradeço pela paciência e serenidade com as quais exerce a profissão de educador. Prof. Wallace, como irá perceber nas próximas páginas, a sua pesquisa tem sido norteadora aos trabalhos que temos realizado, agradeço pelos cuidados no registro e pelo rigor técnico característico de suas pesquisas. Muito obrigado, Professor.

Ao meu amigo, Prof. Alexander Lima, agradeço por ter me convidado a participar das suas pesquisas sobre técnicas de medição de aterramentos, essa foi, sem dúvida, uma etapa encorajadora na escolha do tema deste trabalho. Obrigado por todas as conversas e experiências partilhadas, pelos momentos memoráveis no Laboratório de Compatibilidade Eletromagnética onde, vez ou outra, relembávamos nossos tempos em Piumhi-MG. Muito obrigado, Alex.

Aos meus amigos do Laboratório de Extra Alta Tensão da UFMG, Eng. José Luis e Sérgio, agradeço por todos os momentos partilhados e todo o apoio na pesquisa. Estendo esse agradecimento a um outro amigo, Sr. Hudson (em memória), que sempre me recebeu com afeto e não media esforços em me ensinar as técnicas e aplicações das ferramentas de sua oficina, agradeço por ter a oportunidade de conhecer e conviver com vocês.

Aos meus amigos do Laboratórios de Compatibilidade Eletromagnética, Diogo Sampaio, Marco Túlio, Leonardo, Pedro Campos, Faiossander, Eduardo, Guilherme, Vitor e André, agradeço pelo bom convívio, pelos momentos de apoio e por partilhar com vocês inúmeras e valiosas experiências de formação acadêmica. Obrigado a todos vocês.

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 financiado com recursos de um Projeto de Pesquisa & Desenvolvimento celebrado entre a UFMG e as Companhias Transleste e Transirapé de Transmissão, com intermédio da Fundação Christiano Ottoni. Nesse sentido, gostaria de externar meus sinceros agradecimentos às instituições e seus funcionários. Aproveito para fazer um agradecimento especial ao Prof. Eduardo Nohme Cardoso, coordenador do projeto de P&D pela UFMG, ao Eng. José Renato S. Machado e ao Adm. Marco Antônio Rennó, representantes da Companhia Transleste e Transirapé de Transmissão.

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.

À Fundação Universitária Mendes Pimentel, FUMP, agradeço pela assistência estudantil prestada, sem a qual a minha adaptação e vivência em Belo Horizonte seriam restritas. Alargo o meu agradecimento à Moradia Universitária da UFMG e as amigas que ali adquiri, por me acolher e ser, além de abrigo, parte fundamental na minha formação cultural.

E gostaria de fazer um agradecimento especial aos meus pais, Messias Caetano e Nízia Caetano, por dedicarem as suas vidas aos filhos, por sonharem para mim os sonhos que talvez nunca puderam sonhar para si mesmos e por fazerem o impossível para que eu fosse capaz de realizá-los (Pai, Mãe, eu vou realizá-los!). 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. Pais, muito obrigado.

RESUMO

A confiabilidade e disponibilidade do sistema de transmissão de energia elétrica é severamente afetada pelas descargas atmosféricas. No Brasil, a incidência destas é a causa de 65% dos desligamentos das linhas de transmissão aéreas, sendo o desligamento por *backflashover* preponderante frente à falha de blindagem. A obtenção de um baixo valor para a impedância de aterramento de torres de transmissão é fundamental para melhoria do desempenho da linha de transmissão frente ao *backflashover*. No entanto, a combinação das características das ondas de descargas atmosféricas e a faixa de resistividade dos solos encontrados em Minas Gerais levam à ocorrência de um conhecido fenômeno denominado *comprimento efetivo de um eletrodo enterrado*. O efeito provocado por esse fenômeno é um limitador de projeto, uma vez que, quando ele ocorre, aumentar as dimensões da malha de aterramento não leva a uma redução de sua impedância. Neste trabalho, um arranjo especial de eletrodos de aterramento é avaliado, evidenciando uma solução que atenua o problema do comprimento efetivo para o caso de solos com alta resistividade. A resposta transitória desta malha de aterramento de baixo valor de impedância é determinada numericamente com o auxílio de modelagens computacionais baseadas na teoria de linhas. Com o propósito de validação dos resultados numéricos obtidos, foram desenvolvidos dois modelos de simulação analógica, um modelo em escala reduzida e um modelo em escala real, permitindo a aquisição de dados de medição que foram comparados com as simulações computacionais.

Palavras-chave

Desempenho de linha, Impedância de aterramento, Malha de aterramento, Modelo reduzido, Transitórios eletromagnéticos.

ABSTRACT

The reliability and availability of the electric power transmission system is severely influenced by lightning. In Brazil, roughly 65% of the overhead transmission lines outages are due to lightning, whereas the backflashover is the predominant phenomenon compared to shielding failure. Hence, obtaining a low value for the transmission line grounding impedance is an important issue when dealing with transmission lines backflashover performance. Usually, for high resistivity soils, increasing the grounding grid dimensions does not lead to low impedance due to the effective length issue. In this work, a special arrangement of ground electrodes is proposed in order to attenuate the effective length problem in high resistivity soil. The transient voltage response of this low impedance ground arrangement is evaluated numerically using the transmission line theory. Comparisons of numerical simulations results and measurements from a reduced model study and a real scale model study are presented for validation purpose.

Keywords

Transmission line lightning performance, Time-domain response, Grounding electrode, Grounding impedance, Reduced model.

LISTA DE FIGURAS

Fig. 1.1 – Resistividade aparente do solo no estado de Minas Gerais, adaptado de [21].	6 -
Fig. 1.2 – Arranjo de medição de impedância harmônica, Choi et al., adaptado de [12].	12 -
Fig. 1.3 – Arranjo de medição proposto pelo IEEE Std 81™-2012, adaptado de [14].	13 -
Fig. 1.4 - Arranjo de medição utilizado por Visacro e Rosado, retirado de [13].	14 -
Fig. 1.5 – Arranjos de medição propostos por Chisholm et al., adaptado de [52].	14 -
Fig. 1.6 - Arranjo de medição proposto por Lima et al., (a) setup 1 – hastes verticais (b) setup 2 – base de uma torre de 138 kV, adaptado de [53].	15 -
Fig. 1.7 - Arranjo de medição da resposta impulsiva do aterramento, adaptado ao uso de cabos de tensão de pequeno comprimento, retirado de [54].	16 -
Fig. 2.1 – Arranjo de aterramento típico de torres de LT: a) arranjo em perspectiva, b) detalhes do aterramento.	19 -
Fig. 2.2 – Variação da impedância harmônica com o comprimento dos cabos contrapeso, (a) módulo, (b) ângulo. Parâmetros: $\rho = 1700 \Omega\text{m}$, $\epsilon_r = 10$.	21 -
Fig. 2.3 – Impedância harmônica, contrapeso de 20 m e 90 m, em solo de $1700 \Omega\text{m}$.	21 -
Fig. 2.4 – Impedância harmônica, comparação entre modelo com parâmetros constantes e variáveis com a frequência, (a) contrapeso de 20 m, (b) contrapeso de 90 m. $\rho_0 = 1700 \Omega\text{m}$.	23 -
Fig. 2.5 – Formas de onda das correntes de solitação utilizadas nas simulações no domínio do tempo.	25 -
Fig. 2.6 – Variação da GPR em com o comprimento do eletrodo de aterramento, $\rho = 1700 \Omega\text{m}$. Forma de onda típica de primeira corrente de descarga.	26 -
Fig. 2.7 – Variação da GPR em com o comprimento do eletrodo de aterramento, $\rho = 1700 \Omega\text{m}$, (a) onda típica de corrente de descarga subsequente, (b) onda clássica $1,2 \times 50 \mu\text{s}$.	26 -
Fig. 2.8 – Comprimento efetivo de um eletrodo enterrado, variação com a resistividade do solo e com a forma de onda da corrente de solitação.	27 -
Fig. 2.9 – Esboço da malha de aterramento de baixo valor de impedância, adaptado de [20].	30 -
Fig. 2.10 – Arranjos de aterramento simulados, a) vista superior, b) vista lateral. i) Caso A, ii) Caso B, iii) Caso C, iv) Caso D.	31 -
Fig. 2.11 – GPR para os casos A, B, C e D. Forma de onda típica de primeira corrente de descarga.	32 -
Fig. 2.12 – GPR para os casos A, B, C e D. Forma de onda típica de corrente de descarga subsequente.	32 -
Fig. 2.13 – GPR para os casos A, B, C e D. Forma de onda clássica $1,2 \times 50 \mu\text{s}$.	32 -
Fig. 2.14 – Curvas para a impedância transitória considerando a forma de onda típica de primeira corrente de descarga e solo com resistividade $\rho = 1700 \Omega\text{m}$.	33 -

Fig. 2.15 – GPR para os casos A, B, C e D, solo de resistividade 3400 Ωm . Forma de onda típica de primeira corrente de descarga.	34 -
Fig. 2.16 – GPR para os casos A, B, C e D, solo de resistividade 850 Ωm . Forma de onda típica de primeira corrente de descarga.	34 -
Fig. 2.17 – GPR para os casos A, B e C, comparação dos efeitos de variação dos parâmetros elétricos do solo com a frequência. Forma de onda típica de primeira corrente de descarga. (a) parâmetros elétricos constantes, (b) parâmetros elétricos variáveis com a frequência.	35 -
Fig. 2.18 – Aplicação prática dos arranjos de aterramento: (a) Caso A, (b) Caso B e (c) Caso C.	36 -
Fig. 2.19 – Impedância harmônica dos casos A, B e C. Arranjo de aplicação prática. Resistividade $\rho = 1700 \Omega\text{m}$. (a) magnitude da impedância, (b) ângulo da impedância.	36 -
Fig. 2.20 – GPR para os casos A, B, e C, resistividade igual a 1700 Ωm . Forma de onda típica de primeira corrente de descarga. Arranjo de aplicação prática.	37 -
Fig. 3.1 – Cuba hemisférica de aço inox, 3 metros de diâmetro: (a) tanque hemisférico utilizado, (b) estrutura montada para as medições.	43 -
Fig. 3.2 – Distribuição aproximada das linhas de campo, (a) fenômeno real, (b) modelo reduzido considerando a presença da cuba, adaptado de [61].	44 -
Fig. 3.3 – Fotografia da cuba hemisférica de aço inox preenchida com água.	45 -
Fig. 3.4 – Desenho representativo do modelo de canal de descarga e fotografias do canal utilizado.	46 -
Fig. 3.5 – Desenho esquemático do gerador de onda impulsiva de corrente.	49 -
Fig. 3.6 – Forma de onda da corrente de solitação utilizada no modelo.	49 -
Fig. 3.7 – Arranjo de eletrodos adotados na representação em modelo reduzido.	50 -
Fig. 3.8 – Arranjo de aterramento utilizado na montagem do modelo reduzido.	51 -
Fig. 3.9 – Posição da ponta de corrente no circuito.	54 -
Fig. 3.10 – Desenho esquemático do circuito de medição de tensão.	56 -
Fig. 3.11 – Esboço da montagem final do arranjo em modelo reduzido.	56 -
Fig. 4.1 – Formas de onda, medida e simulada, da corrente de solitação injetada no aterramento.	59 -
Fig. 4.2 – Curvas das elevações de potencial da malha utilizadas no MDO, caso A do primeiro grupo de medições. ...	60 -
Fig. 4.3 – GPR para os casos A, B e C, $\rho_{eq} = 11 \Omega\text{m}$. (a) curvas medidas, (b) curvas simuladas.	61 -
Fig. 4.4 – Curvas da GPR medida e simulada, caso A, $\rho_{eq} = 11 \Omega\text{m}$	61 -
Fig. 4.5 – Curvas da GPR medida e simulada, caso B, $\rho_{eq} = 11 \Omega\text{m}$	61 -
Fig. 4.6 – Curvas da GPR medida e simulada, caso C, $\rho_{eq} = 11 \Omega\text{m}$	62 -
Fig. 4.7 – Forma de onda da corrente de solitação do segundo grupo de medições.	63 -
Fig. 4.8 – Curvas das elevações de potencial da malha utilizadas no MDO, caso A do segundo grupo de medições. ...	63 -
Fig. 4.9 – GPR para os casos A, B e C, $\rho_{eq} = 2,24 \Omega\text{m}$. (a) curvas medidas, (b) curvas simuladas.	64 -

Fig. 4.10 – Curvas de simulação dos casos A, B e C. (a) GPR dos arranjos utilizados no modelo reduzido, após conversão para escala real, (b) Variação da impedância impulsiva com a resistividade do solo, retirado de [64].	- 65 -
Fig. 4.11 – Curvas da GPR medida e simulada, caso A, $\rho_{eq} = 2,24 \Omega m$.	- 66 -
Fig. 4.12 – Curvas da GPR medida e simulada, caso B, $\rho_{eq} = 2,24 \Omega m$.	- 66 -
Fig. 4.13 – Curvas da GPR medida e simulada, caso C, $\rho_{eq} = 2,24 \Omega m$.	- 67 -
Fig. 5.1 – Curvas das GPR para diferentes comprimentos de eletrodos, $\rho = 67 \Omega m$ e $\epsilon_r = 10$, forma de onda típica de primeira corrente de descarga. Curvas obtidas por meio de simulação.	- 69 -
Fig. 5.2 – Imagem de um trecho do aterramento evidenciando a cordoalha utilizada e a profundidade do eletrodo.	- 70 -
Fig. 5.3 – Desenho representativo para as configurações das malhas dos casos A e B.	- 71 -
Fig. 5.4 – Desenho representativo para as configurações das malhas dos casos C e C1.	- 71 -
Fig. 5.5 – Desenho representativo para a configuração da malha do caso C2.	- 72 -
Fig. 5.6 – Comparação dos arranjos de aplicação prática dos aterramentos dos casos C, C1 e C2.	- 72 -
Fig. 5.7 – Detalhes da etapa de construção da malha de aterramento: (a) saída da cordoalha da caixa de inspeção, (b) disposição da malha no terreno e (c) localização da malha.	- 73 -
Fig. 5.8 – Fotografia do arranjo de testes montado no LEAT.	- 73 -
Fig. 5.9 – Terminação da linha aérea utilizada no caso C, evidenciando a conexão ao segundo trecho da malha de aterramento.	- 73 -
Fig. 5.10 – Arranjo de medição evidenciando a montagem do caso C2.	- 74 -
Fig. 5.11 – Forma de onda da corrente utilizada no modelo em escala real.	- 75 -
Fig. 5.12 – Esboço da montagem utilizada nas medições do arranjo de aterramento em escala real.	- 77 -
Fig. 6.1 – Desenho esquemático das geometrias dos casos A, B, C, C1 e C2.	- 78 -
Fig. 6.2 – Forma de onda da corrente injetada no arranjo em escala real.	- 79 -
Fig. 6.3 – Curvas da GPR para os casos A, B e C. (a) medido, (b) simulado.	- 79 -
Fig. 6.4 – Curvas das GPR medidas para os casos C e C1.	- 80 -
Fig. 6.5 – Curvas da GPR medida e simulada para o caso A do arranjo real.	- 81 -
Fig. 6.6 – Curvas da GPR medida e simulada para o caso B do arranjo real.	- 81 -
Fig. 6.7 – Curvas da GPR medida e simulada para o caso C do arranjo real.	- 81 -
Fig. 6.8 – Parâmetros utilizados na simulação do trecho de interligação dos eletrodos do caso C2.	- 82 -
Fig. 6.9 – Curvas da GPR para os casos A, B e C2: (a) medido, (b) simulado.	- 82 -
Fig. 6.10 – Curvas da GPR para os casos C e C2: (a) comparação entre o arranjo C e a modificação C2, (b) comparação das curvas medida e simulada para o caso C2.	- 83 -
Fig. 6.11 – Curvas de $z(t)$ medidas para os casos A, B, C e C2: (a) caso C, (b) caso C2.	- 84 -
Fig. 6.12 – Curvas do percentual de redução da impedância transitória dos casos B, C e C2 em relação ao caso A.	- 84 -

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Parâmetros geométricos do arranjo de aterramento.	- 20 -
Tabela 2.2 – Parâmetros elétricos do solo.	- 20 -
Tabela 3.1 – Relação dos parâmetros não escaláveis do modelo.	- 41 -
Tabela 3.2 – Relação dos parâmetros escaláveis no modelo.	- 42 -
Tabela 3.3 – Características dos osciloscópios.	- 53 -
Tabela 3.4 – Características das pontas de prova de tensão.	- 53 -
Tabela 3.5 – Características da ponta de prova de corrente.	- 53 -
Tabela 5.1 – Características da ponta de prova de tensão.	- 76 -
Tabela 5.2 – Características da ponta de prova de corrente.	- 76 -

NOMENCLATURAS

CAPES	<i>Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior.</i>
CASO A	<i>Arranjo de aterramento convencional.</i>
CASO B	<i>Arranjo de aterramento convencional modificado, comprimento maior que o efetivo.</i>
CASO C	<i>Arranjo de aterramento em validação.</i>
CASO C ₁	<i>Modificação do arranjo de aterramento em validação, utiliza um eletrodo contínuo.</i>
CASO C ₂	<i>Modificação do arranjo de aterramento em validação, trecho de conexão das malhas enterrado em um duto de PVC.</i>
CASO D	<i>Modificação do arranjo de aterramento em validação, utiliza múltiplos seccionamentos do eletrodo.</i>
CNPq	<i>Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico.</i>
FCO	<i>Fundação Christiano Ottoni.</i>
GPR	<i>Máxima(s) elevação(ões) de potencial de malha (do inglês: Ground Potential Rise).</i>
IEEE	<i>Instituto de Engenheiros Eletricistas e Eletrônicos.</i>
LCE	<i>Laboratório de Compatibilidade Eletromagnética.</i>
LEAT	<i>Laboratório de Extra Alta Tensão.</i>
LIA	<i>Linha Infinita Artificial.</i>
LT	<i>Linha(s) de Transmissão.</i>
MDO	<i>Método do Deslocamento Oblíquo.</i>
MRT	<i>Monofásico com Retorno pela Terra.</i>
PPGEE	<i>Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica.</i>
TC	<i>Teoria de Circuitos.</i>
TCE	<i>Teoria de Campos Eletromagnéticos.</i>
TL	<i>Teoria de Linhas.</i>
UFMG	<i>Universidade Federal de Minas Gerais.</i>

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	VI
RESUMO	VIII
ABSTRACT	IX
LISTA DE FIGURAS	X
LISTA DE TABELAS	XIII
NOMENCLATURAS	XIV
PREFÁCIO	- 1 -
INTRODUÇÃO	- 4 -
1.1. Conceitos Fundamentais	- 4 -
1.2. Modelagem dos Fenômenos	- 7 -
1.2.1. Modelagem computacional	- 7 -
1.2.2. Modelagem analógica	- 8 -
1.3. Técnicas de Medição da Impedância de Aterramento	- 10 -
1.4. Organização do Texto	- 16 -
ANÁLISE DA RESPOSTA DO ATERRAMENTO SOB SOLICITAÇÕES IMPULSIVAS	- 18 -
2.1. Introdução	- 18 -
2.2. Arranjo de Aterramento de Torres de Linhas de Transmissão	- 18 -
2.3. Análise no Domínio da Frequência	- 20 -
2.3.1. Parâmetros elétricos constantes	- 20 -
2.3.2. Parâmetros elétricos variáveis com a frequência	- 23 -
2.4. Análise no Domínio do Tempo	- 25 -
2.5. Efeito da Propagação de Ondas Eletromagnéticas no Aterramento	- 28 -
2.6. Arranjo Especial de Aterramento de Torres de Linhas de Transmissão	- 29 -
2.6.1. Descrição dos parâmetros do arranjo	- 30 -
2.6.2. Análise no domínio do tempo	- 31 -
2.6.2.1. Parâmetros elétricos constantes	- 31 -
2.6.2.2. Parâmetros elétricos variáveis com a frequência	- 34 -
2.6.3. Aplicação prática	- 35 -
2.7. Considerações Finais	- 38 -

DESCRIÇÃO DO MODELO REDUZIDO	39
3.1. Introdução	39
3.2. As Dimensões do Modelo	39
3.3. Características do Solo e da Cuba Metálica	42
3.4. O Canal de Descarga	45
3.5. A Corrente de Retorno	48
3.6. A Malha de Aterramento	50
3.7. Equipamentos e Técnicas de Medição	52
3.7.1. Equipamentos de medição	52
3.7.2. Técnicas de medição	54
3.8. Considerações Finais	57
MEDIÇÕES REALIZADAS NO MODELO REDUZIDO	58
4.1. Introdução	58
4.2. Medições Realizadas	58
4.2.1. Medições sem a dominância do comprimento efetivo	58
4.2.2. Medições com a dominância do comprimento efetivo	62
4.3. Considerações Finais	67
DESCRIÇÃO DO MODELO EM ESCALA REAL	68
5.1. Introdução	68
5.2. Características do Solo	68
5.3. As Dimensões do Modelo	69
5.4. A Malha de Aterramento	70
5.5. Equipamentos e Técnicas de Medição	74
5.5.1. Equipamentos	74
5.5.1.1. Geração:	74
5.5.1.2. Medição:	75
5.5.2. Técnicas de medição	76
5.6. Considerações Finais	77
MEDIÇÕES REALIZADAS NO MODELO EM ESCALA REAL	78
6.1. Introdução	78
6.2. Medições Realizadas	78
6.3. Considerações Finais	85
CONCLUSÕES	86
REFERÊNCIAS	88
APÊNDICE A	93

PREFÁCIO

Aos que se propuseram à leitura deste texto, esperamos que a companhia dele lhes seja agradável, e que mesmo o caráter massivamente técnico de partes que o compõe não crie no leitor o descontentamento do abandono do caráter didático e informativo que este texto espera ter.

Inicialmente algumas considerações de caráter geral são apresentadas, delineando o contexto de escolha deste trabalho e o situando na área de pesquisa a que pertence. Na sequência, introduziremos informações técnicas que acompanharão o leitor no entendimento desta dissertação.

A primeira decisão a respeito da escolha da área de pesquisa a ser desenvolvida no mestrado teve como principal motivador o interesse em expandir o entendimento de fenômenos envolvendo o eletromagnetismo, estudar a interação desses fenômenos com o meio e extrair desse estudo alguma ferramenta aplicável na solução de um problema da área de sistemas de energia. Foram grandes os desafios dessa escolha, visto que o contato do autor com os métodos de pesquisa ainda era muito incipiente e a área de formação da base acadêmica, a engenharia de controle e automação, havia fornecido escassos recursos para uma melhor compreensão dos sistemas de potência e do eletromagnetismo aplicado. No entanto, o envolvimento com medições de campo magnético e com medições de impedância de aterramento de torres de transmissão, ainda nos projetos de pesquisa desenvolvidos durante o curso de graduação, foram etapas norteadoras e encorajadoras para a escolha desta temática.

O Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEE) da Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG) foi escolhido para a realização desta pesquisa, onde, em agosto do ano de 2015, o autor deste trabalho se vinculou ao grupo de pesquisadores da área de Compatibilidade Eletromagnética e Qualidade da Energia, tendo sido recebido no grupo através da orientação do professor Dr. José Osvaldo Saldanha Paulino. Foi definida a área de aterramentos elétricos como o foco para o desenvolvimento da pesquisa, 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 tiveram como fomentadores a 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 do contrato com as Companhias Transirapé de Transmissão e Transleste de Transmissão.

Com relação ao desenvolvimento científico e profissional na trajetória de formação, algumas realizações complementaram os resultados que serão apresentados nesta dissertação. Nesse aspecto, podem ser listados como exemplo a participação na construção de protótipos e equipamentos de ensaio e a participação em diferentes pesquisas envolvendo a área de compatibilidade eletromagnética e qualidade da energia, dentre os quais destacam-se:

- a construção de um protótipo didático para medição de campos magnéticos e correntes harmônicas de baixa frequência;
- o projeto e a construção de uma fonte *HVDC* de 50 kV;
- a participação na construção de dois geradores de tensão impulsiva, de 50 kV e 400 kV;
- a construção de um modelo reduzido para medição de tensão induzida provocada por descargas atmosféricas indiretas levando em consideração os efeitos do solo;
- a participação em pesquisas envolvendo medição de ruído irradiado, blindagem de campo magnético e os impactos e formas de atenuação de descargas eletrostáticas.

Abaixo são apresentadas as publicações correlatas às atividades desenvolvidas no percurso de formação do mestrado. Duas seções separam: *i*) as publicações relativas ao tema da dissertação e *ii*) os resultados das demais atividades que contribuíram com o desenvolvimento científico.

i) Publicações relativas ao tema da dissertação:

[2016]

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.

[2017]

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," *Artigo convidado para publicação no Electric Power Systems Research Journal da editora Elsevier. Aceito para publicação (minor revision)*.

J. O. S. Paulino *et al.*, "Malhas de Aterramento de Baixo Valor de Impedância que Atenuam o Problema do Comprimento Efetivo: Análise Teórica e Estudo em Modelo Reduzido," *IX Congresso de Inovação Tecnológica em Energia Elétrica (IX CITENEL)*, 2017, pp. 1–9.

ii) Publicações relativas aos resultados das demais atividades:

[2016]

C. E. F. Caetano; P. C. Assunção; F. Suela; W. C. Boaventura; J. O. S. Paulino, "Development of a Low Frequency Magnetic Field and Harmonic Current Meter" *Int. Conf. Harmonics and Quality of Power (ICHQP)*, 2016, Belo Horizonte.

F. Suela; C. E. F. Caetano; J. O. S. Paulino, “Medição de Ruído Eletromagnéticos Irradiado em Sistemas Fotovoltaicos,” *VI SBSE - Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos*, 2016, Natal - RN.

[2017]

D. S. C. Souza, C. E. F. Caetano, H. Paula, M. T. A. Evo, I. J. S. Lopes, W. C. Boaventura, J. O. S. Paulino, “Experimental Investigation of Magnetic Field Shielding Techniques and Resulting Current Derating of Underground Power Cables,” *52nd Annual Meeting of the IEEE Industry Applications Society*, 2017, Cincinnati, OH.

D. S. C. Souza, C. E. F. Caetano, H. Paula, M. T. A. Evo, I. J. S. Lopes, W. C. Boaventura, J. O. S. Paulino, R. O. C. Moreira, “Comparativo entre Técnicas de Blindagem de Campo Magnético de Linhas Subterrâneas quanto ao Fator de Redução, Perda de Ampacidade e Custo,” *XXIV Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica*, 2017, Curitiba, PR.

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,” *2017 International Symposium on Lightning Protection (XIV SIPDA)*, Natal, Brazil, 2nd – 6th October 2017.

As atividades listadas complementaram a formação obtida com o desenvolvimento do mestrado e desta dissertação, mas só foram possíveis graças ao ambiente colaborativo encontrado no grupo de pesquisa em Compatibilidade Eletromagnética e Qualidade da Energia. Nesse âmbito, aproveito para agradecer aos Professores e Pesquisadores do grupo, por ampliarem os horizontes de pesquisa que envolveram os anos dedicados ao mestrado. Nos próximos capítulos, são apresentadas as informações técnicas.

INTRODUÇÃO

1.1. Conceitos Fundamentais

Com o objetivo de fornecer os conceitos que auxiliarão o leitor no entendimento do presente texto, são apresentadas informações que descrevem as principais características do aterramento elétrico. O primeiro, e talvez mais fundamental desses conceitos, se encarrega de definir o objeto de estudo desta dissertação a partir da percepção física dos elementos que o compõe. Nessa perspectiva, o aterramento elétrico pode ser entendido como a ligação física de um sistema para o solo, com a finalidade de garantir uma conexão elétrica proposital entre esses elementos. Dentro dessa definição, se entende por sistema qualquer objeto físico (mecânico, elétrico, eletrônico, etc.), cujo material onde ocorre a conexão seja capaz de conduzir corrente elétrica.

O aterramento elétrico pode ser caracterizado em dois diferentes grupos, claramente definidos, quando analisado do ponto de vista de aplicação. O primeiro deles está diretamente relacionado ao desempenho do sistema, onde o aterramento é parte integrante dos circuitos elétricos. Neste tipo de aplicação, o aterramento é utilizado para que o solo tenha, de modo geral, a função de condutor de retorno para as correntes de um determinado sistema energizado. Esse é o caso, por exemplo, do aterramento do neutro das redes de distribuição, do retorno de circuitos elétricos c.a. do tipo monofásicos com retorno pela terra (MRT), do aterramento do ponto neutro de transformadores trifásicos ligados em ‘Y’, etc. O segundo grupo de aplicações de aterramento tem como finalidade a proteção. Neste caso o aterramento é utilizado como estrutura de auxílio na segurança de seres vivos, na proteção de equipamentos ou na proteção do sistema elétrico. Ele é conectado em partes metálicas não energizadas e funciona como mecanismo capaz de permitir que cargas elétricas ou correntes de descarga fluam para a terra, promovendo uma distribuição segura dos potenciais que surgem no solo e nas carcaças de equipamentos.

Assim como na divisão por tipo de aplicação, o aterramento também pode ser dividido em outros dois diferentes grupos, quando analisado do ponto de vista do comportamento eletromagnético. A primeira divisão nessa categoria corresponde ao comportamento do aterramento frente a fenômenos solicitantes lentos, ou seja, fenômenos que envolvam baixas frequências, como a maioria das aplicações de aterramento para uso funcional, como os circuitos MRT, por exemplo. Nesses casos o aterramento se comporta como uma resistência, ou seja, a impedância gerada pela conexão de um eletrodo ao solo possui características predominantemente resistivas. A impedância de um

aterramento submetido a solicitações de baixa frequência apresenta, se garantida a isonomia dos parâmetros elétricos do solo e geométricos do aterramento, magnitude aproximadamente constante e ângulo de fase muito próximo de zero, quando analisada no domínio da frequência.

Por outro lado, o segundo grupo dessa divisão corresponde aos aterramentos submetidos a fenômenos solicitantes rápidos, ou seja, fenômenos que envolvam altas frequências. Nesse aspecto, um dos fenômenos solicitantes mais estudados é a descarga atmosférica. O entendimento do comportamento eletromagnético de um aterramento para solicitações de alta frequência se torna um pouco mais intrincado. Para altas frequências, a impedância gerada pela conexão de um eletrodo ao solo assume fortes características capacitivas e indutivas. Em solos com resistividade muito elevada, essas características podem, inclusive, se tornarem dominantes em relação à característica resistiva.

A característica do fenômeno solicitante é o fator com maior peso na determinação do comportamento eletromagnético do aterramento. No entanto, outros dois fatores possuem considerável participação, sendo eles: os parâmetros elétricos do solo (resistividade e permissividade elétrica) e os parâmetros geométricos do aterramento.

Tomando como base as definições apresentadas a respeito dos aterramentos elétricos, se faz útil situar o leitor sobre a quais desses grupos pertence a abordagem desta dissertação. Do ponto de vista de aplicação, o estudo aqui apresentado tem como foco o uso do aterramento para a proteção de sistemas elétricos, mais especificamente a proteção de linhas de transmissão de energia elétrica. Quanto ao comportamento eletromagnético do aterramento, o foco se estabelece na resposta às solicitações de altas frequências, mais especificamente às solicitações de correntes de descargas atmosféricas.

Nas últimas décadas, vários trabalhos de grande relevância analisando o comportamento eletromagnético do aterramento frente a solicitações rápidas têm sido relatados [1]–[20]. Nesse aspecto, trabalhos destinados à modelagem do aterramento [1]–[5], ao comportamento dos parâmetros do solo [6]–[11], às técnicas e métodos de medição [12]–[16] e às características dos fenômenos solicitantes [17], [18], vem contribuindo significativamente para um melhor entendimento das técnicas e do saber científico desta área de pesquisa.

No que se refere à proteção dos sistemas elétricos, mais especificamente ao aterramento de torres de linhas de transmissão, as referências [19] e [20] apresentam alguns avanços que se tem obtido nesse sentido.

A principal motivação de pesquisas envolvendo a proteção do sistema de transmissão de energia elétrica está pautada na necessidade de se garantir a confiabilidade e a disponibilidade desses sistemas. Esses requisitos são severamente afetados pelas descargas atmosféricas que, no Brasil, são a causa de 65% dos desligamentos das linhas de transmissão aéreas (LT), sendo o desligamento por

backflashover preponderante frente à falha de blindagem [20]. Neste contexto, obter um baixo valor para a impedância de aterramento das torres de transmissão se torna fundamental para melhoria do desempenho das LT frente ao *backflashover*. No entanto, valores elevados de resistividade do solo se apresentam como um fator agravante para o projeto de malhas que atendam aos requisitos de baixo valor de impedância. Em Minas Gerais, por exemplo, a mediana da resistividade aparente é de 1700 Ωm e a média é de 2400 Ωm , como mostra a Fig. 1.1 [21], valores considerados muito elevados.

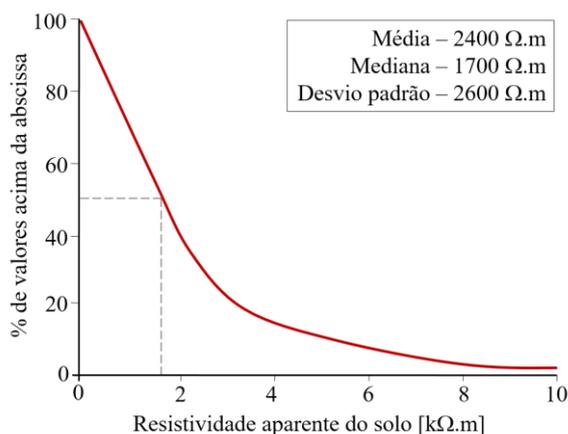


Fig. 1.1 – Resistividade aparente do solo no estado de Minas Gerais, adaptado de [21].

Dessa forma, para se obter baixos valores de impedância de aterramento de torres de transmissão, nos solos característicos de Minas Gerais, o comprimento dos eletrodos de aterramento deve ser grande, para compensar o efeito da resistividade elevada. Contudo, a associação de fatores envolvendo a característica das ondas de corrente de descargas atmosféricas e a faixa de valores de resistividade dos solos em Minas Gerais, leva a um conhecido fenômeno denominado *comprimento efetivo de um eletrodo de aterramento*. Esse fenômeno é um limitador de projeto de novos aterramentos e vem sendo estudado com critério nos últimos anos, sendo o trabalho de Gupta [22] um dos precursores nesse estudo. Notadamente, em solos de alta resistividade, haverá uma restrição da máxima redução da impedância que se pode obter com técnicas convencionais de aterramento de torres de transmissão, limitada, por um lado, pelas características do solo e, de outro, pelo comportamento eletromagnético resultante da propagação da onda de corrente no aterramento.

Em face da importância em se contornar essa limitação, garantindo o atendimento dos critérios de baixa impedância nas malhas de aterramento de torres instaladas em regiões com solos de elevado valor de resistividade, este trabalho apresenta um estudo da viabilidade técnica de um novo arranjo de eletrodos de aterramento, proposto inicialmente em [19]. Esse arranjo de aterramento foi modelado computacionalmente, tendo como resultado dessa modelagem uma importante ferramenta de auxílio a novos projetos de malhas. É parte deste trabalho a validação do modelo computacional utilizado e,

em função disto, uma breve revisão sobre modelagem de aterramentos é apresentada na próxima seção.

1.2. Modelagem dos Fenômenos

Muitos esforços têm sido relatados na tentativa de modelar os fenômenos envolvidos no comportamento dos aterramentos elétricos, principalmente quando solicitados por correntes de descargas atmosféricas. Esses esforços têm gerado ferramentas refinadas, capazes de auxiliar no projeto de novos aterramentos, modelando de forma eficaz muitos dos fenômenos já conhecidos. De forma geral, essas modelagens podem ser divididas em dois diferentes grupos, aquelas que tem como princípio simulações computacionais, baseadas em modelos analíticos ou numéricos, e as simulações analógicas.

1.2.1. Modelagem computacional

As simulações computacionais para representação do comportamento do aterramento são, em geral, fundamentadas em três diferentes aproximações matemáticas: a teoria de circuitos (TC) [23], [24], [25], a teoria de linhas de transmissão (TL) [3], [26], [27], [28], [29] e a teoria de campos eletromagnéticos (TCE) [4], [5]. Todas elas possuem significativa validade dentro dos domínios representativos às suas simplificações, sendo a TCE, no entanto, a aproximação com maior rigor físico e matemático e, portanto, o modelo matemático com menores simplificações [30]. Em [3], Grcev apresenta comparações entre esses modelos, quando aplicados à representação do comportamento eletromagnético de eletrodos enterrados. O trabalho de Grcev [3] mostra que, atendendo a certa faixa de frequências e de resistividades do solo, a TL e a TCE apresentam significativa concordância de resultados. Desta forma, por apresentar menor custo computacional, o uso da TL se apresenta como uma alternativa eficaz na modelagem do comportamento de eletrodos enterrados, levando a resultados muito coerentes com a representação real do fenômeno, desde que atendida as condições de aplicabilidade da teoria.

Neste trabalho são utilizadas diferentes metodologias [3], [28], [30], [31], baseadas na TL, para descrever matematicamente os fenômenos físicos estudados. Cabe, então, a este trabalho, a validação destas metodologias quando aplicadas à representação do arranjo de aterramento em estudo. Nas referências [3], [28] é descrito um modelo onde a resposta transitória de uma malha de aterramento é determinada com o auxílio da *Fast Fourier Transform*. Em [31], a resposta transitória da malha de aterramento é obtida através de técnicas de modelagem paramétrica no domínio da frequência e, em [30], é descrito um método simplificado para o cálculo da sobretensão transitória de malhas de

aterramento utilizando uma rotina de um software comercial denominado *PSpice*. Em todos os casos, os modelos matemáticos recebem como entrada os parâmetros de linha calculados a partir das equações descritas por Sunde [2]. A malha de aterramento estudada é representada, então, por uma combinação de circuitos, onde a resposta transitória é dada pela aplicação de pelo menos um dos métodos apresentados anteriormente. Maiores detalhes sobre os modelos computacionais serão discutidos à medida que a integração com o texto e com a descrição dos experimentos se fizer necessária.

1.2.2. Modelagem analógica

As simulações analógicas estão fundamentadas na representação física do fenômeno, onde as simplificações estão relacionadas essencialmente às limitações construtivas do arranjo. Nessa perspectiva, com a construção de modelos reduzidos ou modelos em escala real, se pode chegar tão próximo quanto se queira da representação exata do fenômeno estudado. Ao longo das últimas décadas, os modelos em escala, ou modelos reduzidos, têm sido ferramentas populares na compreensão dos fenômenos transitórios dos sistemas de energia. Em face disso, uma breve revisão sobre o tema é apresentada a seguir.

Os primeiros trabalhos envolvendo simulações analógicas em modelo reduzido aplicados ao estudo de descargas atmosféricas datam da década de 1960. Um dos trabalhos clássicos da área é o estudo de Fisher *et al.* [32], que aplicou a técnica de modelo reduzido no estudo de desempenho de linhas de transmissão frente a descargas diretas. No fim da mesma década, foi relatado outro importante estudo, desenvolvido a partir de uma “*Task Force*”, utilizando modelo reduzido [33], [34]. Este estudo versou sobre o impacto de descargas diretas em linhas de distribuição, e norteou diversos outros estudos a partir de então.

Na década de 1980, Yokoyama [35] apresentou um artigo inovador onde a técnica de modelo reduzido foi aplicada na medição de tensões induzidas em linhas aéreas devido a descargas atmosféricas laterais. O trabalho de Yokoyama inspirou novos trabalhos, como o de Boaventura [36], que descreve com detalhes a construção e a validação de um modelo reduzido para simulações de tensões induzidas em linhas por descargas atmosféricas laterais. O método adotado gerou resultados muito consistentes, levando Boaventura a concluir que o modelo proposto demonstra enorme potencialidade para o estudo de problemas envolvendo campos eletromagnéticos variantes no tempo.

Ainda na década de 1980, Brandão e Paulino [37] apresentaram um trabalho onde, utilizando técnicas de modelo reduzido, foi avaliado o efeito do aterramento do neutro nos valores de tensão induzida em linhas de distribuição. Após extenso trabalho experimental, os resultados obtidos

levaram os autores a propor intervenções nos níveis básicos de isolamento comumente encontrados em linhas de distribuição.

Michishita, Ishii e Hongo apresentaram, ao final da década de 1990, trabalhos [38], [39] onde a técnica de modelo reduzido é novamente aplicada ao estudo de tensões induzidas. Os autores apresentaram os resultados de um sólido trabalho sobre as tensões induzidas por descargas atmosféricas em um cabo aéreo localizado sobre um solo com condutividade finita. Os resultados obtidos com o modelo reduzido foram usados para validar um modelo computacional baseado na solução numérica das equações do telegrafista. Esse trabalho merece destaque, pois representa um dos poucos relatos encontrados na literatura onde a técnica de modelo reduzido foi aplicada na medição de tensão induzida considerando a presença de solo com resistividade diferente de zero.

Em 2003, He *et al.* [40] apresentaram resultados de simulações utilizando um laboratório em modelo reduzido aplicado ao estudo de aterramentos de torres de transmissão, quando submetidos a correntes rápidas. Neste trabalho, He apresenta detalhes sobre um tanque de aço de cinco metros de diâmetro, preenchido com areia, onde diferentes arranjos de aterramento típicos de linhas de transmissão são simulados. Os resultados obtidos foram utilizados para gerar modelos matemáticos para o cálculo de coeficientes de impulso. O cálculo utilizando a modelagem proposta foi comparado com resultados de medições em escala real, e o autor concluiu que o modelo matemático gerado a partir das simulações analógicas em modelo reduzido leva a resultados significativamente próximos dos obtidos nas medições em escala real encontrados na literatura.

Em 2007, Piantini *et al.* [41] apresentaram os resultados de um estudo sobre tensões induzidas por descargas atmosféricas em linhas de distribuição. O modelo teve como foco a representação real da complexidade dos circuitos do sistema de distribuição, levando em consideração, inclusive, a presença de edifícios próximos às linhas. O modelo reduzido utilizado é bastante similar a modelos utilizados anteriormente, como o apresentado no trabalho de Boaventura, fato que reitera a importância da técnica no estudo de fenômenos envolvendo descargas atmosféricas.

Lopes e Boaventura apresentaram, no final da década de 2000, alguns estudos [42], [43] envolvendo medições dos campos eletromagnéticos originados por modelos de canais de descargas atmosféricas. Os estudos utilizaram um modelo de canal similar ao utilizado por Boaventura em [36], e o arranjo utilizado nos estudos foi baseado na técnica de modelo reduzido.

Em 2016, Assunção [44] apresentou resultados de medições em um modelo reduzido similar ao utilizado nos trabalhos de Piantini [41] e de Boaventura [36]. Nesse estudo, foram simuladas as tensões induzidas por descargas atmosféricas indiretas na fiação de usinas fotovoltaicas, com aplicação voltada para a validação de uma metodologia de cálculo. As medições presentes no trabalho de Assunção apresentaram grande semelhança com as simulações computacionais.

Historicamente, as simulações analógicas têm contribuído fortemente para o avanço dos modelos representativos dos fenômenos eletromagnéticos, seja na etapa de compreensão dos fenômenos, de aquisição de dados para formulação de novos modelos ou mesmo para a validação de modelos matemáticos existentes.

Baseado nisso, nessa dissertação um arranjo em modelo reduzido é proposto. Este arranjo é dedicado ao estudo de fenômenos originados por descargas atmosféricas quando o meio de interação dos campos envolve solos com valores de resistividade diferentes de zero. O modelo proposto é semelhante ao apresentado por He *et al.* [40], e carrega importantes similaridades com o trabalho apresentado por Boaventura [36]. Esse arranjo é então aplicado ao estudo de uma nova malha de aterramento.

Os resultados obtidos nas simulações analógicas em modelo reduzido são comparados com os resultados obtidos por meio de metodologias de cálculo, com a finalidade de validar a proposta da malha de aterramento e as metodologias de cálculo de apoio aos projetos desse tipo de arranjo.

De maneira complementar, este trabalho também apresenta resultados de simulações analógicas em escala real. Nesse caso, foram utilizadas técnicas convencionais de medição das características do aterramento (impedância e resistência). Se resguardadas as relações de escala, a comparação dos resultados obtidos no modelo em escala reduzida e no modelo em escala real pode ser realizada para fins de validação dos resultados.

Com base nisso, a presente dissertação se propõe a apresentar uma sólida análise de validação do novo arranjo de aterramento a partir de medições, garantindo o estudo do fenômeno em condições controladas, em modelo reduzido, e replicando o arranjo de aterramento em condições reais, tanto para as características do solo, quanto para as características geométricas do aterramento, e algumas características do fenômeno solicitante. Por essa razão, uma breve revisão bibliográfica sobre técnicas de medição da impedância de aterramento é apresentada na próxima seção.

1.3. Técnicas de Medição da Impedância de Aterramento

A seção 1.1., *Conceitos Fundamentais*, definiu o aterramento a partir de divisões que distinguem as suas principais características. Uma dessas divisões diz respeito ao comportamento do aterramento frente ao fenômeno solicitante. Como definido naquela seção, o aterramento responderá 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.

A resposta do aterramento às solicitações de baixa frequência, principalmente em frequência industrial, é atualmente bastante conhecida, sendo descrita essencialmente através de sua resistência [45]. Face ao grande número de aplicações nos sistemas de potência e, portanto, à necessidade de se determinar precisamente as suas características, diversas técnicas de medição da resistência de aterramento [46] se encontram consolidadas. Por outro lado, a resposta do aterramento às solicitações impulsivas, como as impostas por descargas atmosféricas, 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 [47]. Grandes esforços têm sido dedicados à modelagem do aterramento quando submetido a solicitações de altas frequências, e parte significativa desses esforços são direcionados às técnicas de medição, como mostram as referências [12]–[16].

Em razão do interesse na resposta transitória do aterramento estudado, serão negligenciadas na revisão das técnicas de medição aquelas que se destinam unicamente à medição da resistência. Os trabalhos apresentados nesta revisão foram selecionados de forma a descrever as técnicas que serão adotadas nas medições apresentadas nesta dissertação, não se limitando, no entanto, apenas àquelas de maior interesse.

O primeiro trabalho envolvendo medição da resposta impulsiva de cabos contrapeso¹ foi apresentado em 1934 por Bewley [48]. 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 [49] publicou um trabalho onde resultados de medições da resposta impulsiva de hastes enterradas são apresentados. Correntes impulsivas com amplitudes entre 0,5 e 12 kA foram aplicadas, levando o aterramento a condições de ionização em alguns casos.

Outro trabalho clássico que merece destaque, mesmo não apresentando conceitos de medição de forma direta, é o trabalho de Rüdemberg [1], de 1945. Nesse trabalho, são reunidos e discutidos diversos conceitos envolvendo princípios e práticas de aterramento. O autor descreve conceitos como a distribuição da corrente injetada no solo através de um ou mais eletrodos, detalha informações e impactos da estratificação do solo no desempenho de eletrodos enterrados, descreve a dependência da resistividade a parâmetros como umidade, temperatura e quantidade de sal presentes no solo, apresenta equações analíticas para diferentes arranjos de aterramento, descreve modelos representativos para o aterramento quando solicitado por correntes em diferentes faixas de frequência, etc. Muitos dos conceitos discutidos no trabalho de Rüdemberg ajudaram a definir e consolidar as práticas e técnicas de medição envolvendo aterramentos elétricos.

¹ Eletrodo horizontal comumente adotado no aterramento de torres de linhas de transmissão.

Recentemente, já na década de 2000, Choi *et al.* [12], apresentaram medições da resposta do aterramento 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 Fig. 1.2.

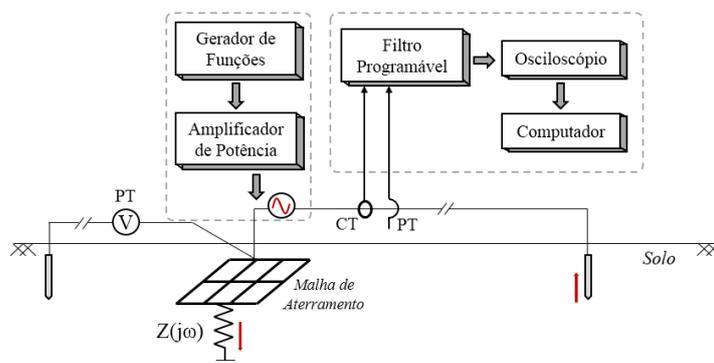


Fig. 1.2 – Arranjo de medição de impedância harmônica, Choi *et al.*, adaptado de [12].

Os autores relataram a injeção de correntes com frequências variando entre 0,1 Hz e 1 MHz, faixa representativa às solicitações de corrente de descarga atmosférica. 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. 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 [50].

Em 2012, o *Institute of Electrical and Electronic Engineers* (IEEE), publicou uma atualização do guia *IEEE Std 81™-2012* [14]. Esse guia oferece recomendações de medição da resistividade do solo, da impedância de aterramento e dos potenciais na superfície do solo em sistemas aterrados. Neste documento, é também sugerido um arranjo típico de medição de impedância de aterramento utilizando geradores de impulso móveis, Fig. 1.3. O *setup* apresentado carrega semelhanças significativas com os arranjos convencionais de medição da resistência de aterramento. Uma malha auxiliar de corrente é sugerida, disposta a uma distância D da malha de aterramento em teste, com o objetivo de fazer circular uma corrente impulsiva entre as 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 da elevação de potencial da malha de aterramento até o ponto onde o eletrodo se encontra. O valor de 62% de D remete ao trabalho de Curdts [51], que propôs o valor como sendo

aproximadamente a distância onde, adotando um arranjo de medição similar ao da Fig. 1.3, se encontraria o valor da máxima elevação de potencial da malha.

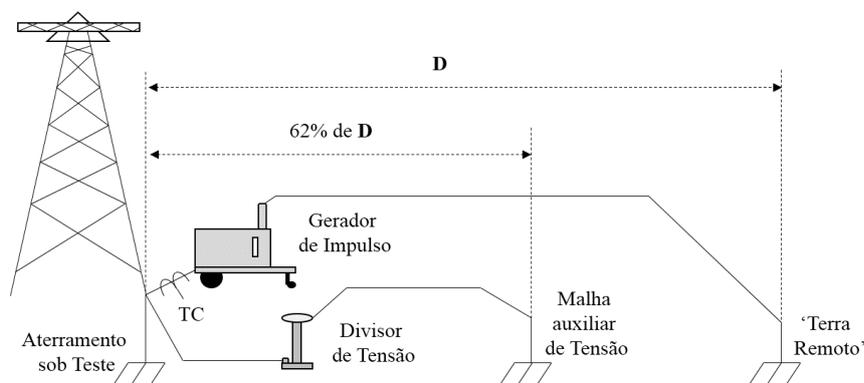


Fig. 1.3 – Arranjo de medição proposto pelo IEEE Std 81™-2012, adaptado de [14].

No entanto, a formulação adotada no trabalho de Curdts pressupõe um solo homogêneo, ou seja, uma única resistividade do solo para toda a região onde haja circulação das correntes injetadas no aterramento. Na prática, esse pressuposto da formulação de Curdts nem sempre é atendido, sendo necessário, portanto, a investigação dos impactos que a estratificação do solo pode causar na técnica proposta. Outra característica a ser mencionada é que essa técnica foi inicialmente proposta para a medição da resistência de aterramento. Apesar do Guia do IEEE sugerir a adoção da distância proposta por Curdts nas medições de impedância de aterramento, vale ressaltar que as frequências envolvidas nos sinais de medição da impedância são muito maiores que os necessários para a medição de resistência. Como a propagação de uma onda eletromagnética no solo está intrinsicamente relacionada com a sua frequência, essa distância perderá o sentido quando, por exemplo, a corrente de solicitação for impulsiva e o objetivo da análise do aterramento for a resposta a uma faixa restrita das frequências presentes no impulso.

Em 2009, Visacro e Rosado [13], 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 Fig. 1.4. É interessante observar que os circuitos de tensão e corrente foram dispostos de forma perpendicular, possivelmente a fim de se reduzir os erros provocados pelo acoplamento dos cabos do circuito de tensão e de corrente. Apesar das semelhanças entre os arranjos de medição, é possível notar uma importante alteração em relação ao *setup* proposto pelo guia do IEEE [14]. O eletrodo de potencial não foi posicionado entre o aterramento em medição e o aterramento auxiliar de corrente. Para esse caso, os autores sugerem o “terra remoto” como sendo a posição preferencial para esse

eletrodo. O arranjo de medição utilizado no trabalho de Visacro e Rosado é, possivelmente, o arranjo mais comum nos estudos da resposta impulsiva de aterramentos.

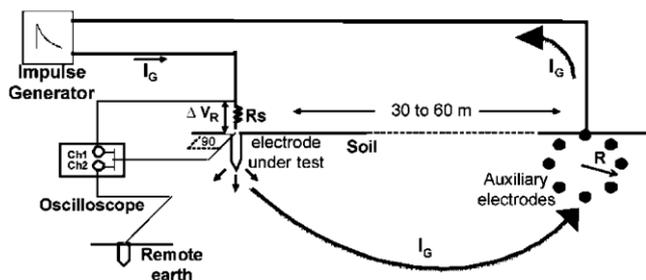


Fig. 1.4 - Arranjo de medição utilizado por Visacro e Rosado, retirado de [13].

W. Chisholm, Petrache e Bologna [52] 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 Fig. 1.5 apresenta os arranjos estudados.

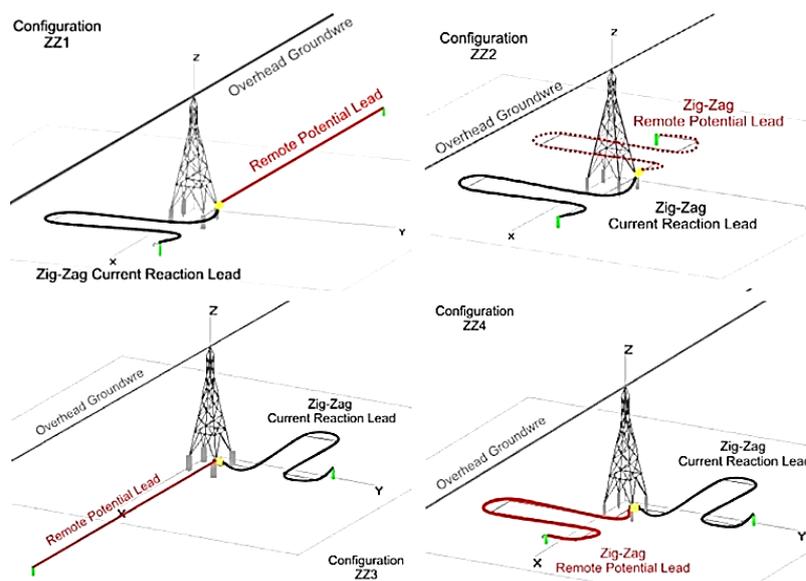


Fig. 1.5 – Arranjos de medição propostos por Chisholm *et al.*, adaptado de [52].

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 Fig. 1.5, 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.

Em 2013, Lima *et al.* [53] 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 [52], visto que o uso dos cabos, naquele trabalho, são analisados à luz da teoria de linhas de transmissão. Os autores relataram dois *setups* distintos, e em cada um deles foi utilizada uma configuração diferente da técnica proposta. No primeiro *setup* 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 (Fig. 1.6 (a)). No segundo *setup* é apresentada a medição da impedância de aterramento na estrutura da base de uma torre de 138 kV ainda em construção (Fig. 1.6 (b)). Nesse caso a LIA foi utilizada apenas no circuito de corrente. A Fig. 1.6 apresenta os arranjos adotados pelos autores.

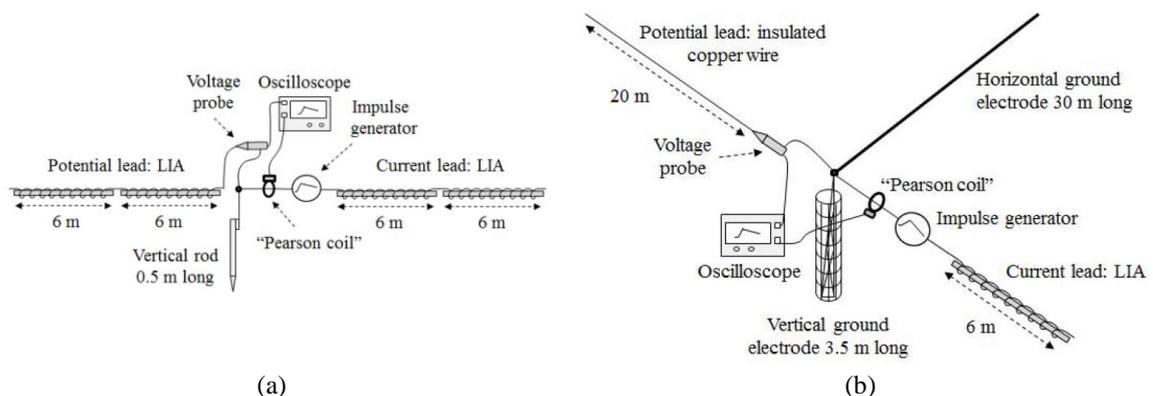


Fig. 1.6 - Arranjo de medição proposto por Lima *et al.*, (a) *setup 1* – hastes verticais (b) *setup 2* – base de uma torre de 138 kV, adaptado de [53].

Novos resultados de medição foram apresentados por Lima *et al.* em dois outros trabalhos [54], [16]. A metodologia apresentada e o arranjo mostrado na Fig. 1.6 são novamente aplicados nas medições. Adicionalmente à técnica descrita, os autores utilizaram uma formulação apresentada por Chisholm [55], baseada em uma regressão linear simples. Essa técnica permitiu obter o valor da impedância de aterramento da malha por meio da medição de potencial em dois pontos intermediários, sendo desnecessária, portanto, a medição da elevação de potencial em relação ao “terra remoto”. Isso reduziu significativamente o comprimento do circuito de tensão. A Fig. 1.7, retirada do trabalho [54], evidencia a metodologia adotada.

Esse arranjo apresenta grandes vantagens quando comparado com técnicas convencionais de medição da resposta do aterramento. Uma delas está relacionada com a necessidade de uma área menor para a realização da medição, podendo ser facilmente utilizada para a obtenção da resposta de

aterramentos em áreas urbanas, por exemplo, ou mesmo viabilizar a aplicação de modelos em escala para simulação analógica de arranjos de aterramento, permitindo seu uso em ambientes laboratoriais, onde, muitas vezes, não é possível dispor de grandes dimensões para o uso de longos cabos dos circuitos auxiliares de tensão e de corrente.

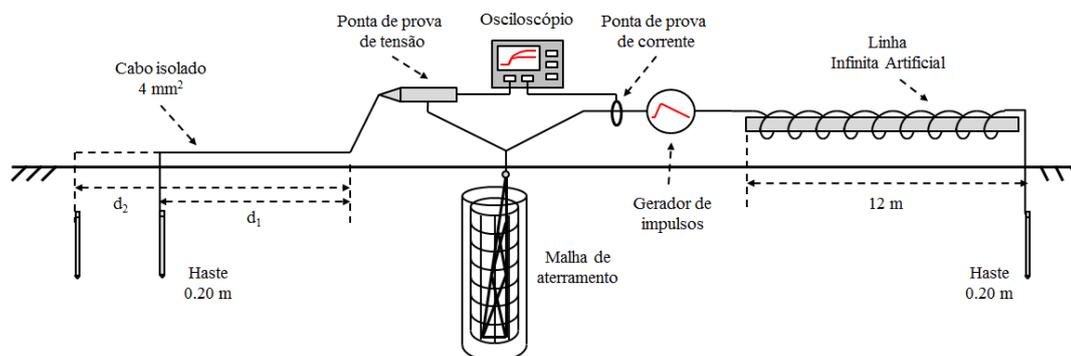


Fig. 1.7 - Arranjo de medição da resposta impulsiva do aterramento, adaptado ao uso de cabos de tensão de pequeno comprimento, retirado de [54].

Neste trabalho, a metodologia apresentada por Lima *et al.* [16], [53], [54] foi adotada, visando essencialmente a maior facilidade de se aplicar a técnica em um modelo em escala reduzida. Para a medição em escala real, um arranjo convencional similar ao apresentado na Fig. 1.4 foi aplicado. Algumas alterações nos modelos foram propostas para condicionar os circuitos necessários à medição. Tais alterações são apresentadas e discutidas, quando necessário, de forma a validar o arranjo de medição utilizado.

1.4. Organização do Texto

O texto desta dissertação está dividido em sete capítulos e um apêndice. No Capítulo 2 é feita uma análise da resposta do aterramento quando submetido a solicitações impulsivas. São apresentados resultados de simulações computacionais no domínio do tempo e no domínio da frequência. São discutidas as diferenças entre o modelo que considera os parâmetros elétricos do solo constantes e o modelo que considera a variação dos parâmetros elétricos do solo com a frequência. O efeito de propagação de uma onda eletromagnética no solo é analisado, evidenciando o problema do comprimento efetivo. Em relação às limitações impostas por este problema, é apresentada uma intervenção capaz de contornar as limitações impostas pelo comprimento efetivo em aterramento de torres de linhas de transmissão.

O Capítulo 3 apresenta a descrição do modelo reduzido utilizado na simulação do arranjo de aterramento em validação. Nele, são apresentados aspectos como: os fatores de escala do modelo, os equipamentos e estruturas utilizadas e a técnica de medição adotada.

No Capítulo 4, são apresentados os resultados de medição no arranjo em modelo reduzido. Os resultados são comparados com simulações computacionais e discutidos.

O Capítulo 5 apresenta a descrição do modelo em escala real. Nele, são discutidos os detalhes da malha de aterramento projetada e as características do solo. São apresentadas as técnicas de medição e os equipamentos necessários, permitindo, assim, uma descrição metodológica capaz de auxiliar o leitor na compreensão dos resultados extraídos do modelo.

No Capítulo 6 são apresentados os resultados das medições realizadas no modelo em escala real. Os resultados de medição são comparados com simulações numéricas, onde são discutidas a validade das técnicas adotadas e a eficácia do arranjo de aterramento em validação.

O Capítulo 7 apresenta as conclusões desse trabalho, apontando as principais realizações e evidenciando as propostas de continuidade da pesquisa desenvolvida.

Por fim, no Apêndice A, são apresentadas as equações dos parâmetros e do modelo de linha de transmissão adotados nas simulações contidas nesta dissertação. Nele também se encontra referenciado os métodos de aplicação da teoria de linha de transmissão para solução no domínio do tempo.

II

ANÁLISE DA RESPOSTA DO ATERRAMENTO SOB SOLICITAÇÕES IMPULSIVAS

2.1. Introdução

Este capítulo apresenta a análise da resposta do aterramento quando submetido a solicitações impulsivas. É relatado um estudo que inclui a análise da resposta do aterramento no domínio da frequência, considerando condições de solo homogêneo, parâmetros elétricos constantes, e, de forma comparativa, simulações onde a variação dos parâmetros elétricos do solo com a frequência atende a um dos modelos obtidos na literatura. Os métodos de cálculo mencionados no Capítulo 1 são utilizados e, a partir da impedância harmônica calculada e de diferentes formas de onda de solicitação, são simuladas as respostas do aterramento no domínio do tempo. Desta forma, são apresentadas as sobretensões transitórias nas malhas analisadas, e as respectivas impedâncias transitórias.

Os dados são analisados e discutidos, de forma a definir alguns conceitos necessários ao entendimento do comportamento da resposta do aterramento quando nas condições de comprimento efetivo. Além disso, este capítulo aborda, através de simulações, uma proposta de malha de aterramento que tem como objetivo contornar as limitações impostas pelo problema do comprimento efetivo. Os primeiros registros da malha proposta estão descritos no documento [19], onde foram apresentados resultados de simulações computacionais, com a finalidade de se verificar, de forma preliminar, o desempenho do aterramento.

2.2. Arranjo de Aterramento de Torres de Linhas de Transmissão

Os arranjos de malhas de aterramento de torres de linhas de transmissão (LT) são diversificados e, muitas vezes, demandam projetos complexos que devem levar em consideração as características do solo da região onde a torre será instalada. Em regiões em que o solo possui resistividade elevada, o arranjo mais comumente encontrado no aterramento de torres é baseado na combinação de cabos contrapeso e hastes verticais (estrutura de fundação da torre). Esse arranjo é apresentado de forma simplificada na Fig. 2.1.

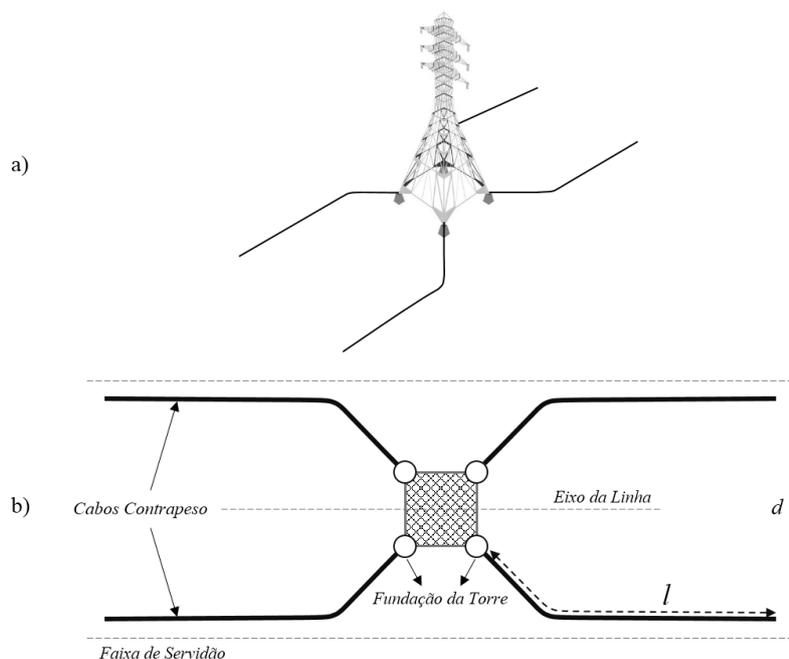


Fig. 2.1 – Arranjo de aterramento típico de torres de LT: a) arranjo em perspectiva, b) detalhes do aterramento.

Como pode ser visto na Fig. 2.1, o arranjo é composto por quatro cabos contrapeso, conectados diretamente à base da estrutura da torre ou, em alguns casos, à base da estrutura de suporte aos estais. Partindo do ponto de conexão, os cabos são dispostos em 45° até o limite da faixa de servidão e então seguem os limites da faixa, paralelamente entre si. As dimensões d e l , apresentadas na imagem, são dependentes dos critérios de projeto do aterramento e da largura da faixa de servidão da LT.

Em [28], Lima propôs uma metodologia de cálculo para essa geometria de aterramento. A metodologia proposta é adotada nas simulações apresentadas nesta dissertação, onde, para isso, algumas considerações a respeito dos parâmetros geométricos do arranjo se fizeram necessárias. A Tabela 2.1 apresenta esses parâmetros, definidos de tal modo a representar, de forma aproximada, aqueles geralmente adotados em projetos de aterramento de torres de LT.

De forma complementar, foram adotados alguns valores para os parâmetros elétricos do solo. Esses valores foram definidos de modo a representar as características do solo em Minas Gerais [21]. No entanto, em [56], V. Coelho *et al.* apresentaram um estudo sobre a mudança das características do solo devido as variações de umidade existentes em diferentes estações do ano. Dessa forma, para se obter um modelo representativo do aterramento, se faz necessário adotar uma ampla faixa de resistividades, garantindo que os fenômenos envolvendo o aterramento sejam modelados em toda a faixa de variação sazonal. Os parâmetros elétricos do solo que foram adotados nas simulações são apresentados na Tabela 2.2. É importante ressaltar que, para os casos onde o modelo de simulação prevê a variação dos parâmetros elétricos com a frequência, os valores apresentados na Tabela 2.2 são considerados apenas como parâmetros iniciais do modelo.

Tabela 2.1 – Parâmetros geométricos do arranjo de aterramento.

<i>Parâmetros Geométricos</i>	
Cabos Contrapeso	Dimensões
Comprimento [<i>l</i>]	10 m – 180 m
Separação [<i>d</i>]	7 m – 35 m
Diâmetro	5,2 mm (4 AWG)
Profundidade	0,5 m

Tabela 2.2 – Parâmetros elétricos do solo.

<i>Parâmetros Elétricos do Solo</i>	
Resistividade [ρ]	500 Ω m – 10.000 Ω m
Permissividade relativa [ϵ_r]	10
Permeabilidade relativa [μ_r]	1

2.3. Análise no Domínio da Frequência

Para analisar a resposta do aterramento no domínio da frequência é necessário, sobretudo, conhecer a faixa de frequência representativa do fenômeno solicitante. Nesse aspecto, a referência [57] descreve que as componentes de frequência típicas de primeiras correntes de descarga estão entre 1 - 800 kHz, possuindo mínima amplitude nas componentes acima dessa faixa. Para descargas subsequentes esse limite é estendido, podendo possuir componentes de frequência com amplitude significativa acima de 1 MHz. Baseado nessa informação, e com o objetivo de analisar o aterramento como mecanismo de proteção contra descargas atmosféricas, a resposta do aterramento no domínio da frequência foi calculada para a faixa de 100 Hz – 2 MHz.

2.3.1. Parâmetros elétricos constantes

Utilizando as equações de Sunde [2] e [28], um algoritmo foi utilizado a fim de se obter a impedância harmônica de um arranjo de aterramento similar ao apresentado na seção anterior. O comprimento dos eletrodos de aterramento foi variado e a resistividade elétrica do solo foi definida a fim de representar a mediana da resistividade aparente do solo em Minas Gerais (1700 Ω m). Os demais parâmetros da simulação foram adotados segundo as definições da seção anterior. A Fig. 2.2 apresenta o resultado da simulação da impedância harmônica em módulo e em ângulo.

Ao observar as curvas da Fig. 2.2 é possível notar uma característica comum a todas elas: há duas regiões claramente definidas. Em uma, associada à região de baixas frequências, *i.e.*, menores que 10 kHz, há um comportamento constante da impedância. Em outra, associada às altas frequências, a impedância apresenta comportamento bastante variável.

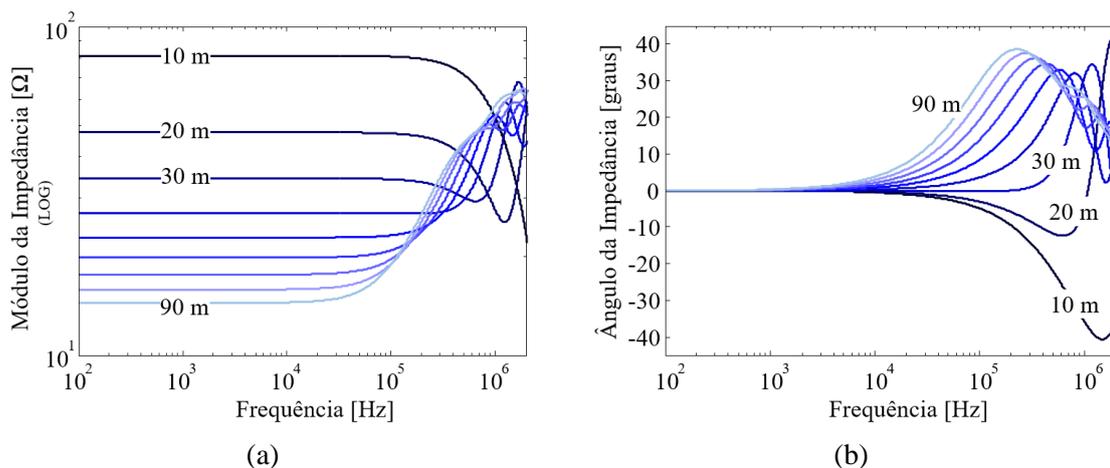


Fig. 2.2 – Variação da impedância harmônica com o comprimento dos cabos contrapeso, (a) módulo, (b) ângulo. Parâmetros: $\rho = 1700 \Omega\text{m}$, $\epsilon_r = 10$.

Na primeira região, a impedância assume características predominantemente resistivas. Isso pode ser verificado através do ângulo de fase, onde, até frequências da ordem de alguns kHz, o valor permanece muito próximo de zero. Nessa região, o efeito de aumento do comprimento do eletrodo segue uma relação inversamente proporcional ao comportamento da impedância. Ou seja, há uma redução no módulo da impedância de aterramento à medida que o comprimento dos cabos contrapeso aumenta. Para as altas frequências, a análise da impedância se torna um pouco mais intrincada. A primeira observação é que, nessa região, a impedância assume fortes características capacitivas ou indutivas, como é possível notar nas curvas do ângulo de fase da Fig. 2.2, que apresenta valores positivos e negativos. Esse comportamento está diretamente relacionado ao comprimento dos cabos contrapeso, para a faixa de frequências analisada e para a resistividade definida.

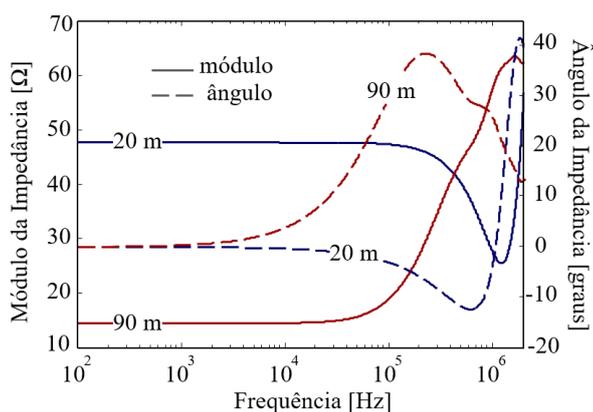


Fig. 2.3 – Impedância harmônica, contrapeso de 20 m e 90 m, em solo de $1700 \Omega\text{m}$.

A Fig. 2.3 faz um recorte das curvas obtidas para os cabos contrapeso de 20 m e 90 m, a fim de estabelecer uma visão comparativa do efeito do comprimento dos condutores na impedância de aterramento. É possível notar que, na região de altas frequências, o comportamento da impedância

harmônica, tanto em módulo como em ângulo, é bastante diferente para esses comprimentos, apresentando tendências essencialmente opostas. Para menores comprimentos de eletrodos, a resposta do aterramento apresenta fortes características capacitivas, fazendo com que o módulo da impedância diminua. Ao aumentar o comprimento dos eletrodos, as características indutivas passam a dominar, fazendo com que o módulo da impedância aumente. Esse efeito pode também ser interpretado através do conceito de ressonância.

Essa análise nos permite adotar um modelo de circuito representativo para o aterramento. Esse modelo pode ser expresso como uma indutância série e a combinação de uma resistência e uma capacitância em paralelo, conforme descrito por Rüdénberg [1] em 1945. No entanto, dado o caráter impulsivo e, por consequência, a não instantaneidade dos fenômenos envolvidos, é razoável imaginar o circuito representativo como uma combinação de circuitos distribuídos ao longo do espaço ocupado pelo eletrodo. Como o comprimento do eletrodo interfere diretamente na impedância harmônica na região de altas frequências, é possível inferir que haverá um comprimento tal em que a combinação das capacitâncias e indutâncias do circuito resulte em uma melhor resposta do aterramento, *i.e.*, o menor valor para o módulo da impedância harmônica ao longo de toda a faixa de frequências de interesse.

Apesar da análise apresentada levar em consideração uma única resistividade, $1700 \Omega\text{m}$, é relativamente simples extrapolar esse resultado para outros valores, uma vez que a resistividade não influencia nos parâmetros de capacitância e indutância representativos ao aterramento. A resistividade alterará o ramo resistivo (condutivo) dos circuitos equivalentes. Nesse caso, quando aumentada, tornará o arranjo mais capacitivo, visto que haverá proporcionalmente uma maior intensidade das correntes de deslocamento em relação às correntes de condução. Quando a resistividade é reduzida o oposto é observado, a parcela condutiva da corrente se torna proporcionalmente maior que a parcela capacitiva.

É possível fazer uma relação entre os fenômenos que envolvem o aumento do comprimento dos eletrodos com a variação da resistividade. Em princípio, ambos carregam consequências similares na região de altas frequências. Aumentar o comprimento do eletrodo faz com que as características da impedância assumam tendências indutivas, similar às consequências de se reduzir a resistividade do solo. Por outro lado, reduzir o comprimento dos eletrodos leva a impedância a assumir características capacitivas, assim como ocorre ao se aumentar a resistividade do solo. Desta forma é possível inferir que, se a resposta desejada é um equilíbrio entre as parcelas indutivas e capacitivas do arranjo, a fim de se reduzir a impedância de aterramento em toda a faixa de frequências, em solos com resistividades elevadas o uso de eletrodos maiores trarão um melhor equilíbrio das características capacitivas e indutivas.

As inferências sobre a eficácia do arranjo de aterramento, levantadas na análise no domínio da frequência, poderão ser melhor visualizadas nos efeitos provocados na sobretensão transitória do aterramento, apresentada em seções posteriores.

2.3.2. Parâmetros elétricos variáveis com a frequência

A impedância harmônica, tal como apresentada na subseção anterior, pode não representar fielmente todos os fenômenos envolvidos no aterramento, quando submetido a uma corrente de solicitação similar às descargas atmosféricas. Isso porque, segundo Rakov [47], a resposta do aterramento pode envolver tanto a dependência dos parâmetros do solo com a frequência, quanto a não linearidade decorrente da ionização do solo. No entanto, para aterramentos de torres de LT, os efeitos da ionização podem ser desprezados [58], devido essencialmente à distribuição de corrente nos diferentes cabos contrapeso e aos longos comprimentos destes. Em relação à dependência dos parâmetros do solo com a frequência, diversos esforços foram dedicados à modelagem do fenômeno [6]–[8], [10]. Apesar de haver grande semelhança entre os modelos, não há uma clara definição, nem tão pouco um consenso, sobre qual deles leva à representação mais aproximada do fenômeno. No trabalho [11], são apresentadas comparações entre os modelos relatados na literatura.

Nesta dissertação, o modelo proposto por Alípio e Visacro [10] é utilizado. São apresentadas simulações da impedância do aterramento quando a dependência dos parâmetros elétricos do solo com a frequência é considerada. Os parâmetros adotados nas simulações são os mesmos apresentados na seção anterior, e foram escolhidos de modo a permitir uma comparação direta dos efeitos já discutidos para o modelo de parâmetros constantes. A Fig. 2.4 exibe as curvas obtidas e, para fins de comparação, as curvas da Fig. 2.3 são também apresentadas.

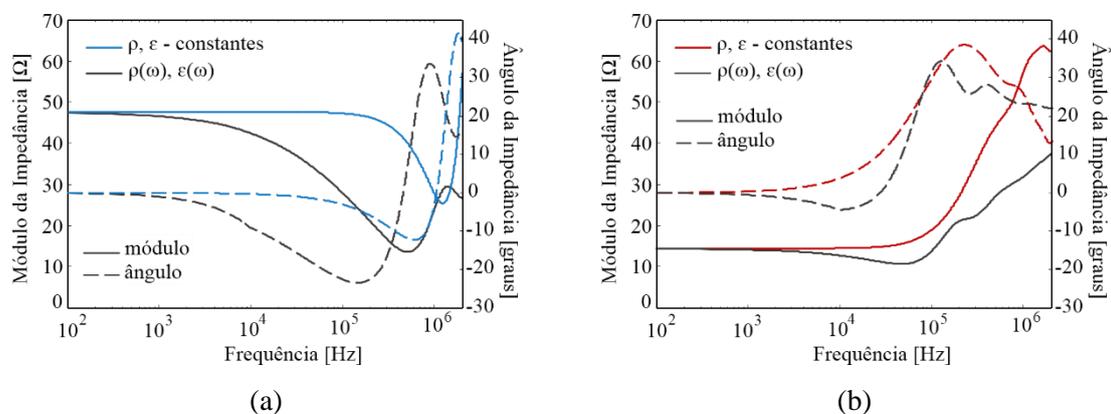


Fig. 2.4 – Impedância harmônica, comparação entre modelo com parâmetros constantes e variáveis com a frequência, (a) contrapeso de 20 m, (b) contrapeso de 90 m. $\rho_0 = 1700 \Omega\text{m}$.

Ao analisar a Fig. 2.4 (a), notamos que há grande similaridade no comportamento das curvas para toda a faixa de frequência analisada. Contudo, para o modelo que utiliza a variação dos parâmetros elétricos do solo, é possível notar uma redução mais intensa na magnitude da impedância harmônica. Isso se deve essencialmente à combinação de dois fatores: a redução da resistividade do solo com o aumento da frequência, e o comportamento da permissividade elétrica do solo. No caso da redução da resistividade, o efeito é diretamente proporcional à redução da magnitude da impedância harmônica. A permissividade elétrica, entretanto, carrega um efeito um pouco mais complexo; esse parâmetro é inicialmente definido pelo modelo como sendo centenas de vezes maior que o parâmetro inicial (ϵ_{r0}), o que faz com que a reatância capacitiva se reduza, contribuindo com a redução do módulo da impedância e promovendo uma resposta capacitiva mais intensa que a determinada pelo modelo de parâmetros constantes. Contudo, com o aumento da frequência, a permissividade elétrica relativa tende a diminuir. Essa tendência, combinada com o efeito de redução da resistividade do solo, faz com que a resposta do arranjo assuma características indutivas em frequências menores que as necessárias para se obter o mesmo comportamento com o modelo de parâmetros constantes. Para as curvas da Fig. 2.4 (b) a análise anterior continua válida. No entanto, é importante observar que, para esse caso, a variação da permissividade elétrica intensificou os efeitos capacitivos do arranjo, fazendo surgir uma pequena faixa de frequências (1 kHz – 20 kHz) onde o ângulo da impedância harmônica se encontra na região negativa, fato que não ocorria para as simulações utilizando parâmetros constantes. Após essa faixa, a redução da permissividade elétrica com a frequência, associada à redução da resistividade elétrica do solo, faz com que o modelo de variação dos parâmetros elétricos tenha uma resposta com intensificada característica indutiva em comparação com o modelo de parâmetros constantes. Essa constatação pode ser verificada na comparação das inclinações das curvas de fase da Fig. 2.4 (b).

A análise comparativa entre os modelos permite a inferência de que a adoção da representação do fenômeno de variação dos parâmetros elétricos do solo no projeto de aterramento pode levar à critérios de decisão menos conservadores. Além disso, como a variação dos parâmetros elétricos faz variar a dinâmica de transição das características capacitiva-indutiva do arranjo, o equilíbrio desejado, *i.e.*, o projeto de aterramento que leva a combinação das características capacitiva-indutiva tal que a resposta do aterramento resulte numa menor magnitude da impedância em toda a faixa de frequências, pode ser obtido com comprimentos de eletrodos diferentes daqueles obtidos para o modelo que utiliza parâmetros elétricos constantes, se avaliado para uma mesma característica do solo.

Na seção a seguir, são apresentadas simulações no domínio do tempo a fim de consolidar as inferências realizadas nas análises anteriores e permitir comparações mais claras dos modelos e seus impactos nos projetos de aterramentos.

2.4. Análise no Domínio do Tempo

A primeira definição necessária para se analisar a resposta do aterramento no domínio do tempo está intimamente relacionada à forma de onda da corrente de solicitação. As características das descargas atmosféricas, a geometria dos eletrodos e os parâmetros elétricos do solo – resistividade e permissividade elétrica, são os fatores com maior impacto no desempenho do aterramento de torres de transmissão de energia. Os efeitos dos parâmetros elétricos do solo foram explorados na análise no domínio da frequência, assim como uma grande parcela dos efeitos provocados pela geometria dos eletrodos. No entanto, com relação aos efeitos inerentes às características da corrente de descarga atmosférica, apenas a análise no domínio do tempo nos permite perceber como os efeitos relacionados à forma de onda da corrente podem influenciar no desempenho do aterramento.

Baseado nisso, diferentes formas de onda de corrente são adotadas neste trabalho, entre elas: a forma de onda típica de corrente de primeira descarga e descargas subsequentes, apresentadas por Rachidi *et al.* em [17], e a forma de onda clássica de impulso atmosférico normalizado, $1,2 \times 50 \mu\text{s}$, com 30 kA de valor de pico. A Fig. 2.5 apresenta as formas de onda de corrente descritas.

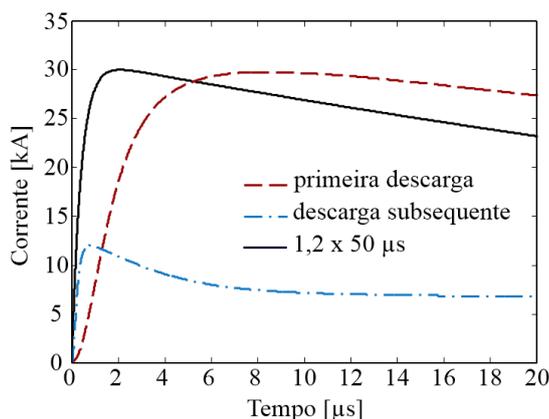


Fig. 2.5 – Formas de onda das correntes de solicitação utilizadas nas simulações no domínio do tempo.

A resposta do aterramento no domínio do tempo foi obtida para o arranjo característico de aterramento de torres de LT apresentado na seção 2.2. Os eletrodos foram modelados por meio da teoria de linhas de transmissão, segundo o método proposto em [28]. A resposta no domínio do tempo foi calculada com auxílio da transformada de Fourier e da transformada inversa de Fourier, conforme proposto, também, no trabalho [28].

A Fig. 2.6 mostra a simulação da elevação de potencial total da malha, GPR, (do inglês: *Ground Potential Rise*), para diferentes comprimentos de eletrodos. A resistividade do solo foi considerada como sendo $1700 \Omega\text{m}$, e a forma de onda típica de primeira corrente de descarga foi adotada na simulação.

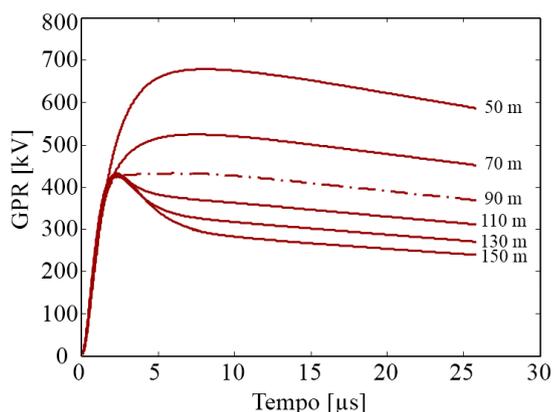


Fig. 2.6 – Variação da GPR em com o comprimento do eletrodo de aterramento, $\rho = 1700 \Omega\text{m}$. Forma de onda típica de primeira corrente de descarga.

Para a condição de solo estudada e para uma solicitação com forma de onda típica de primeira corrente de descarga, a resposta do aterramento no domínio do tempo mostra que, para tempos longos, aumentar o comprimento dos cabos contrapeso leva, invariavelmente, a uma redução da GPR. Essa característica, no entanto, não é a mesma para tempos curtos, como evidencia os primeiros microssegundos de algumas curvas da Fig. 2.6. Nesse intervalo, em geral associado aos valores máximos da tensão desenvolvida no aterramento, aumentar o comprimento dos eletrodos só é eficaz até um valor limite, que, no caso simulado, é de aproximadamente 90 m. Neste caso, os arranjos de aterramento convencionais com comprimentos de eletrodos superiores a 90 m não contribuirão para melhorar o desempenho do sistema. Por esta razão, no estado de Minas Gerais as concessionárias não utilizam cabos contrapeso maiores que 90 m, como mostra o documento [21]. É importante ressaltar, porém, que o comprimento mencionado está intimamente relacionado à forma de onda típica de primeira corrente de descarga, usada na simulação das curvas da Fig. 2.6. Para efeito de comparação, a Fig. 2.7 apresenta as curvas da GPR para diferentes comprimentos de eletrodos, enterrados em um solo de $1700 \Omega\text{m}$ e submetidos às demais correntes apresentadas na Fig. 2.5.

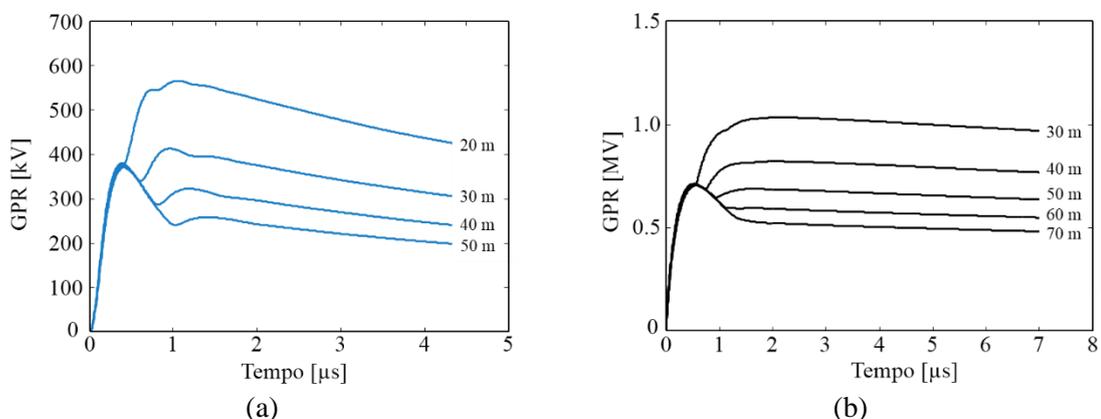


Fig. 2.7 – Variação da GPR em com o comprimento do eletrodo de aterramento, $\rho = 1700 \Omega\text{m}$, (a) onda típica de corrente de descarga subsequente, (b) onda clássica $1,2 \times 50 \mu\text{s}$.

Fica evidente que, para um mesmo aterramento, quanto menor o tempo de frente da onda, menor será o comprimento do eletrodo capaz de contribuir para o desempenho do sistema. Para a simulação utilizando a onda de corrente típica de descarga subsequente, o comprimento que resulta na menor sobretensão do arranjo de aterramento é de aproximadamente 30 m, Fig. 2.7 (a). De forma semelhante, utilizando a onda de corrente clássica, $1,2 \times 50 \mu\text{s}$, o valor do comprimento é de aproximadamente 50 m, Fig. 2.7 (b). O comprimento de eletrodo que leva ao menor valor de pico da sobretensão transitória no aterramento recebe o nome de *comprimento efetivo*. Esse comprimento é dependente das características do solo e da forma de onda da corrente de solicitação. A Fig. 2.8 evidencia a relação entre o comprimento efetivo de um arranjo de eletrodos enterrados, o aumento da resistividade do solo e a forma de onda da corrente de solicitação.

É possível perceber que o aumento da resistividade resulta no aumento do comprimento efetivo dos cabos contrapeso. Adicionalmente, o comportamento das curvas da Fig. 2.8 reitera a análise anterior a respeito da redução do comprimento efetivo com o aumento da faixa de frequência representativa da onda de corrente.

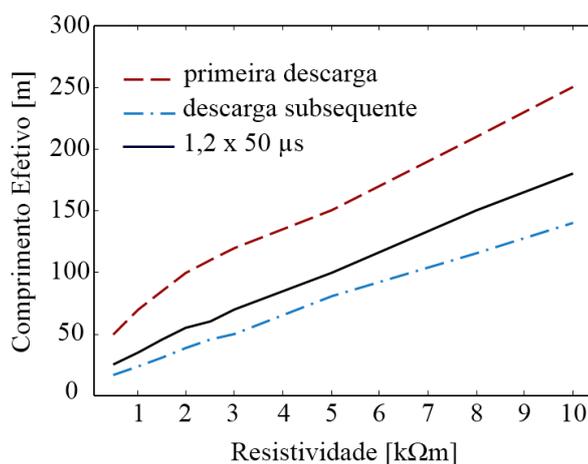


Fig. 2.8 – Comprimento efetivo de um eletrodo enterrado, variação com a resistividade do solo e com a forma de onda da corrente de solicitação.

Tomando como base a análise das simulações no domínio do tempo, é possível extrair importantes informações práticas de apoio ao projeto de malhas de aterramento de torres de LT. Novos projetos devem levar em consideração um estudo detalhado das características do solo, de modo a evitar que eletrodos maiores que o comprimento efetivo sejam utilizados. Nesse aspecto, a Fig. 2.8 pode ser usada como uma ferramenta de apoio a projetistas, onde, a partir de uma dada característica de resistividade do solo, se pode obter prontamente o valor do comprimento máximo que resultará em ganhos na proteção do sistema elétrico frente a descargas atmosféricas.

Porém, em solos de alta resistividade, a limitação imposta pelo comprimento efetivo faz surgir uma restrição da máxima redução da impedância que pode ser obtida com técnicas convencionais de

aterramento de torres de transmissão. Nessas condições, se faz necessário o estudo de novas abordagens para o projeto de aterramento, a fim de garantir que os critérios de desempenho, que estão diretamente relacionados à impedância do aterramento, sejam atendidos. A próxima seção traz uma análise a respeito do efeito de propagação das ondas eletromagnéticas no aterramento. Nesta seção, os princípios físicos que dão origem ao comprimento efetivo são apresentados e discutidos, de forma a dar subsídio para a análise de uma nova malha de aterramento, destinada a minimizar a limitação imposta pelo problema do comprimento efetivo nos arranjos de aterramento convencionais.

2.5. Efeito da Propagação de Ondas Eletromagnéticas no Aterramento

Nesta dissertação tem-se adotado a teoria de linha de transmissão para modelar numericamente a resposta do aterramento às solicitações impulsivas. Os efeitos da propagação de ondas eletromagnéticas podem ser facilmente compreendidos se, novamente, assumirmos o comportamento do aterramento como sendo descrito pela teoria de linhas de transmissão. Nesse caso, como os condutores da linha (aqui representando os eletrodos de aterramento) estão inseridos num meio com perdas (o solo), à medida em que as ondas de tensão e corrente se propagam nestes condutores, há uma atenuação progressiva das amplitudes destas ondas. Essa atenuação ocorre de maneira distinta para as diferentes componentes de frequência das ondas, reduzindo, de forma mais intensa, a amplitude das frequências mais elevadas. A constante de propagação (γ) modela esse comportamento, sendo a parte real, denominada constante de atenuação (α). Essa parcela da equação é responsável por descrever o fenômeno. A outra parcela da constante de propagação é a constante de fase (β) [59].

$$\gamma = \alpha + j\beta = \sqrt{(R + j\omega L)(G + j\omega C)} \quad [2.1]$$

onde: R , L , C e G são os parâmetros elétricos da linha; j é $(-1)^{1/2}$; e ω é a frequência. A constante de atenuação aumenta com o aumento da condutância (diretamente proporcional à condutividade do solo) e com o aumento da frequência [59]. Isso explica os resultados obtidos nas simulações das curvas da Fig. 2.8, apresentadas na seção anterior.

Como a atenuação é dependente da frequência, uma onda impulsiva de corrente ao se propagar pelo aterramento sofrerá níveis diferentes de atenuação, como explicado anteriormente. Uma consequência direta desse efeito se dá na distribuição não uniforme da corrente dispersa para o solo, fazendo com que a densidade linear de corrente diminua ao longo do eletrodo. Isso ocorre de tal modo que, a partir de uma determinada distância, praticamente toda a energia associada às altas frequências já foi dissipada, restando uma pequena parcela da energia da onda, associada às baixas

frequências. Gupta [22] deu nome à essa distância de *comprimento efetivo*. O nome remete ao conceito de efetividade do eletrodo, pois, para fenômenos impulsivos, aumentar o comprimento dos eletrodos de aterramento não significa, entretanto, que haverá melhoria no desempenho do aterramento na dispersão das componentes mais representativas das correntes impulsivas, que se encontram na região de mais altas frequências. Desta forma, apesar do valor da resistência de baixa frequência diminuir, o aumento do comprimento do eletrodo para valores maiores que o comprimento efetivo é ineficaz quando se trata de descargas atmosféricas.

Em razão das limitações impostas pelo comprimento efetivo, os autores do trabalho [19], baseados em recomendações do guia do IEEE [60] para melhoria do desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas, apresentaram um novo arranjo de malha de aterramento de torres de linhas de transmissão [19], [20], capaz de minimizar os impactos do comprimento efetivo no desempenho do sistema de transmissão de energia. Esse arranjo é descrito na próxima seção, onde são apresentados detalhes construtivos e as respectivas simulações de desempenho. São realizadas comparações entre as técnicas convencionais de aterramento de torres, discutidas até o momento, e o novo arranjo estudado.

2.6. Arranjo Especial de Aterramento de Torres de Linhas de Transmissão

O trecho apresentado a seguir foi extraído de [20]. Ele foi propositalmente incluído nesta dissertação por representar, segundo a perspectiva dos autores do arranjo de aterramento, o conceito básico que motivou a proposição da ideia inovadora que deu origem à nova malha:

O Guia do IEEE para Melhoria da Performance de Linhas de Transmissão frente a Descargas Atmosféricas sugere o uso de estais adicionais em torres de linhas de transmissão para dois propósitos: diminuir a impedância de surto da torre e prover caminhos adicionais para a corrente de descarga atmosférica, maximizando os efeitos do aterramento.

Ao observar o conceito básico proposto pelo Guia do IEEE [60], uma ideia simples e inovadora, capaz de reduzir o valor da impedância dos eletrodos de aterramento de torres de linhas de transmissão foi proposto. O arranjo é apresentado na Fig. 2.9.

O arranjo apresenta dois grupos adicionais de cabos contrapeso, dispostos de forma similar ao arranjo convencional utilizado no aterramento de torres de linhas de transmissão. Foram inseridas duas linhas aéreas, conectando os novos grupos de cabos contrapeso à torre, como pode ser visualizado no esboço ilustrativo da Fig. 2.9.

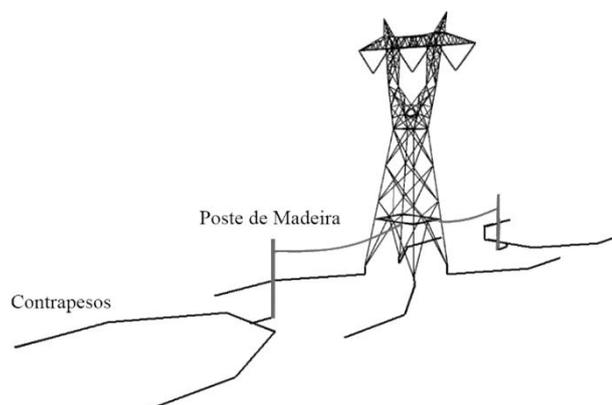


Fig. 2.9 – Esboço da malha de aterramento de baixo valor de impedância, adaptado de [20].

As linhas aéreas coletam parte da corrente da descarga atmosférica, conduzindo-a para os eletrodos adicionais de aterramento. Uma vez que a propagação de ondas em linhas aéreas possui velocidade maior que em eletrodos enterrados, as malhas de aterramento adicionais contribuem para a redução da impedância de aterramento da torre logo nos instantes iniciais da descarga atmosférica. Essa estratégia se assemelha às múltiplas descidas de um sistema de proteção contra descargas atmosféricas (SPDA) predial, e permite que parte da onda de corrente, ainda sem qualquer atenuação, encontre uma parcela adicional de eletrodo. Desta forma, a malha proposta contorna parte das limitações impostas pelo fenômeno do comprimento efetivo, visto que o comprimento adicional do eletrodo, mesmo tornando o arranjo maior que o comprimento limite discutido por Gupta [22], recebe uma parcela ainda não atenuada da corrente, contribuindo, assim, de forma direta na dispersão das componentes de frequência mais elevadas e, também, das componentes de baixa frequência.

Nas próximas subseções, são apresentados os resultados de simulações computacionais do arranjo em estudo. O comportamento desse novo arranjo de aterramento é analisado no domínio do tempo e no domínio da frequência, possibilitando uma compreensão mais profunda dos ganhos de utilização da nova técnica.

2.6.1. Descrição dos parâmetros do arranjo

Para avaliar a nova malha de aterramento, quatro diferentes arranjos foram estudados: *i)* arranjo clássico (ou convencional), denominado Caso A, *ii)* arranjo clássico estendido, representa a resposta do aterramento na condição onde o comprimento excede o valor efetivo, denominado Caso B, *iii)* novo arranjo de aterramento, proposto em [19], representa a resposta do aterramento em estudo, denominado Caso C, e *iv)* Caso C modificado, representa a condição onde a malha do Caso C é seccionada em um maior número de partes, denominado Caso D. A Fig. 2.10 apresenta os arranjos estudados.

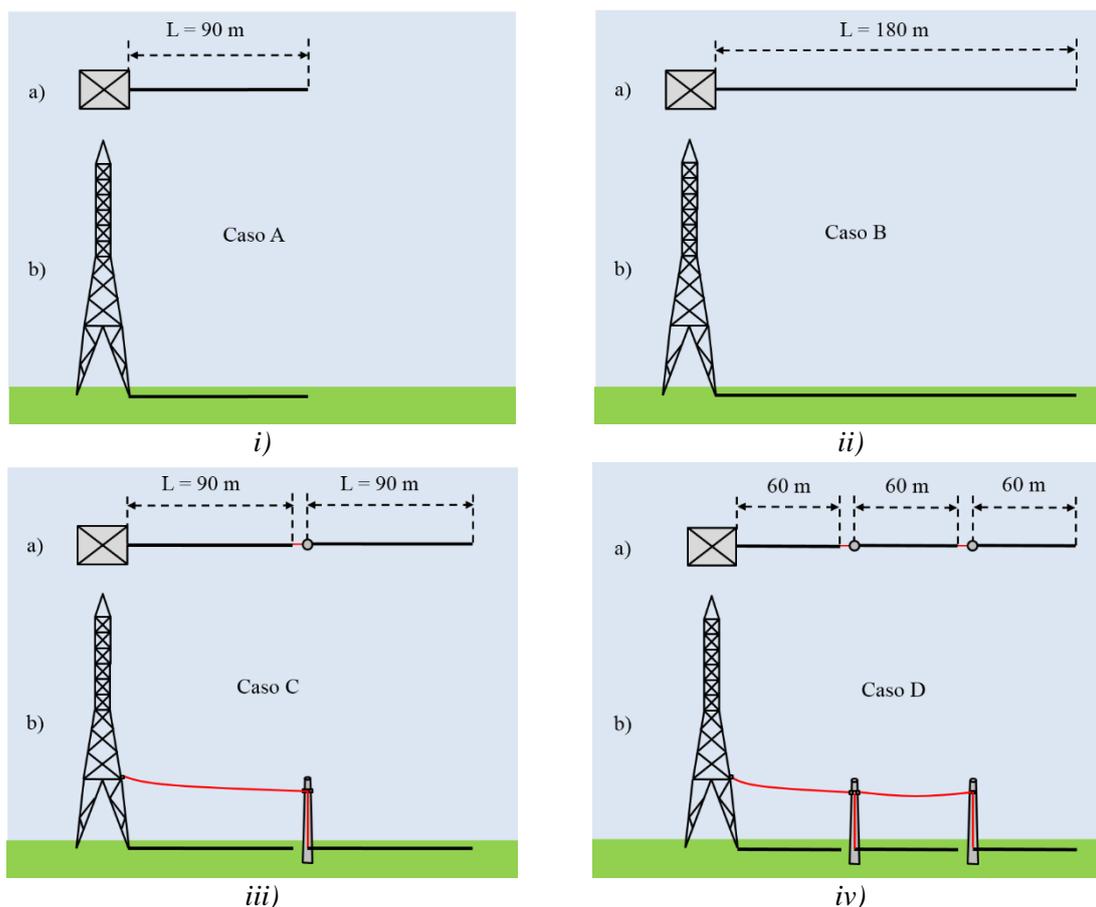


Fig. 2.10 – Arranjos de aterramento simulados, a) vista superior, b) vista lateral. *i)* Caso A, *ii)* Caso B, *iii)* Caso C, *iv)* Caso D.

Como mostrado na Fig. 2.10, foram adotados cabos contrapeso com comprimentos variando entre 60 m e 180 m, ligados diretamente à estrutura da torre, ou interligados à torre através de trechos de linhas aéreas. A resistividade do solo foi considerada como sendo a mediana da resistividade aparente em Minas Gerais, 1700 Ωm , e a permissividade elétrica do solo foi considerada igual a 10.

2.6.2. Análise no domínio do tempo

2.6.2.1. Parâmetros elétricos constantes

Para a análise da resposta do aterramento no domínio do tempo, os cabos contrapeso foram modelados por meio da teoria de linhas de transmissão, com método semelhante ao da metodologia proposta em [30]. As formas de onda de corrente de solicitação apresentadas na Fig. 2.5 foram novamente adotadas nas simulações.

Os cálculos das GPR para os casos A, B, C e D, considerando as formas de onda de corrente típicas de primeira descarga, descarga subsequente e a onda clássica 1,2 x 50 μs , são apresentados na Fig. 2.11 à Fig. 2.13. Em todas as simulações, a configuração de eletrodos representativa do caso

B somente promoveu redução nos valores da GPR, se comparado ao caso A, para tempos longos, maiores que 1,7 μ s. Esse comportamento evidencia as limitações impostas pelo comprimento efetivo, mostrando que aumentar o comprimento do eletrodo utilizando a técnica convencional de aterramento de torres de LT não resulta na melhoria de desempenho do sistema.

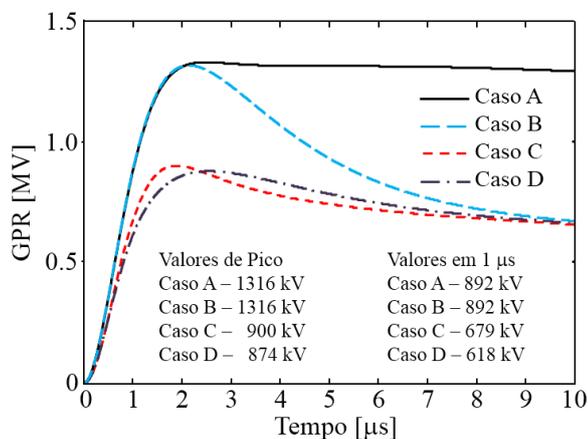


Fig. 2.11 – GPR para os casos A, B, C e D. Forma de onda típica de primeira corrente de descarga.

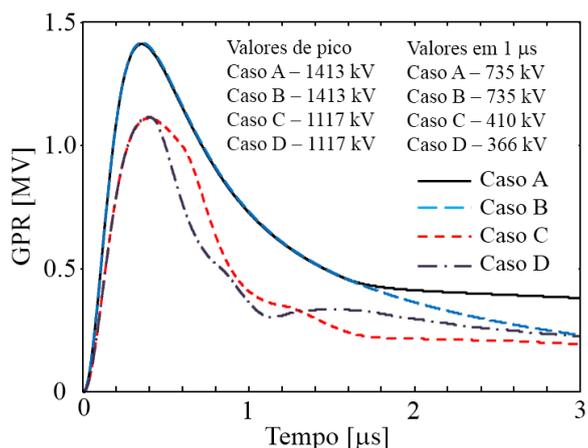


Fig. 2.12 – GPR para os casos A, B, C e D. Forma de onda típica de corrente de descarga subsequente.

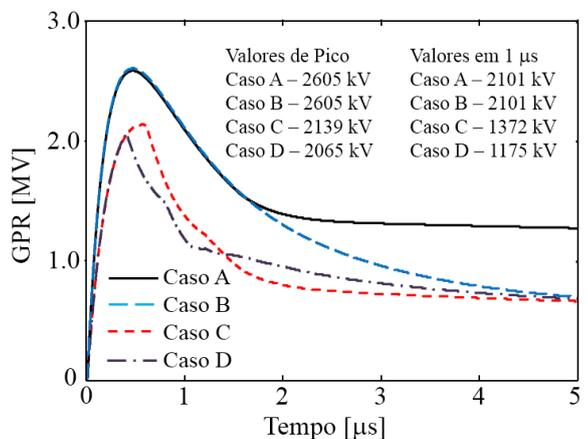


Fig. 2.13 – GPR para os casos A, B, C e D. Forma de onda clássica 1,2 x 50 μ s.

O arranjo de aterramento proposto em [19], caso C, e o arranjo modificado, caso D, promovem reduções significativas nos valores da GPR em toda a faixa de tempo analisada, considerando todas as formas de onda simuladas. Para a forma de onda típica de primeira corrente de descarga, os casos C e D promoveram uma redução de aproximadamente 30% nos valores de pico, e de 25% e 30%, respectivamente, no tempo de 1 μ s, quando comparados com o caso A. Para as demais formas de onda de corrente, os casos C e D levaram a uma redução de aproximadamente 20% nos valores de pico, se comparados ao caso A. No tempo de 1 μ s, os casos C e D apresentaram redução de aproximadamente 50% em relação ao caso A, para a forma de onda de descarga subsequente. Para a forma de onda clássica 1,2 x 50 μ s, reduções de 35% e 45% para os casos C e D, respectivamente, foram observadas no tempo de 1 μ s.

A partir das curvas das GPR, é possível obter um importante parâmetro de avaliação do desempenho do aterramento no domínio do tempo, a Impedância Transitória, $z(t)$. O cálculo dessa impedância é feito a partir da razão da GPR pela corrente injetada na torre, conforme descrito pela equação 2.2.

$$z(t) = \frac{GPR(t)}{i(t)} \quad [2.2]$$

A comparação das curvas de $z(t)$ para os casos A, B, C e D, considerando a forma de onda típica de primeira corrente de descarga, é mostrada na Fig. 2.14, evidenciando o desempenho superior dos arranjos C e D, principalmente nos primeiros microssegundos.

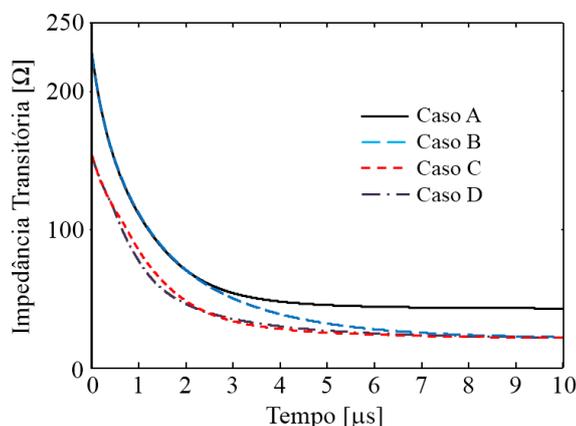


Fig. 2.14 – Curvas para a impedância transitória considerando a forma de onda típica de primeira corrente de descarga e solo com resistividade $\rho = 1700 \Omega$ m.

As curvas das Fig. 2.11 a Fig. 2.14 evidenciam que os novos arranjos (casos C e D) são capazes de contornar as limitações impostas pelo efeito do comprimento efetivo, permitindo reduções na GPR e, conseqüentemente, na impedância transitória, que não seriam alcançadas com arranjos convencionais de aterramentos de torres. Vale ressaltar, no entanto, que as simulações foram obtidas para uma única resistividade, 1700 Ω m. Para garantir maior generalidade na representação dos parâmetros do solo, e levando em consideração a variação sazonal descrita em [56], a Fig. 2.15 e a

Fig. 2.16 apresentam simulações da GPR para solos com resistividade igual ao dobro e a metade da resistividade adotada nas simulações anteriores, considerando a corrente de solicitação como sendo representada pela forma de onda típica de primeira corrente de descarga.

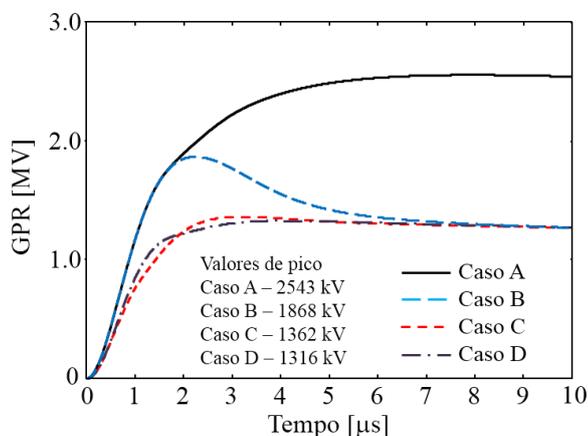


Fig. 2.15 – GPR para os casos A, B, C e D, solo de resistividade 3400 Ωm. Forma de onda típica de primeira corrente de descarga.

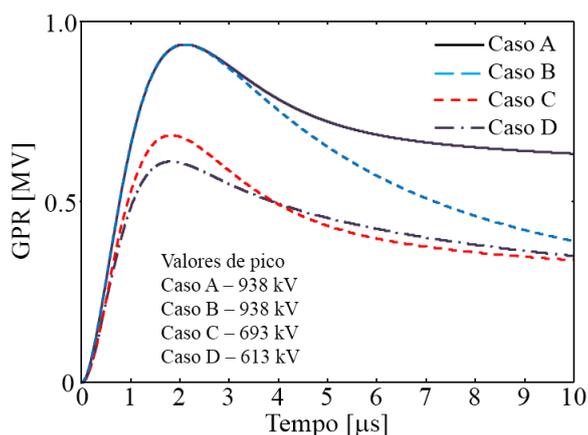


Fig. 2.16 – GPR para os casos A, B, C e D, solo de resistividade 850 Ωm. Forma de onda típica de primeira corrente de descarga.

A Fig. 2.15 e a Fig. 2.16 mostram que, mesmo havendo grande variação da resistividade do solo, a performance dos novos arranjos de aterramento, na faixa de resistividades analisadas, é significativamente superior à dos arranjos convencionais. No entanto, vale ressaltar que o arranjo modificado, caso D, não apresentou, nessa faixa de resistividade, se comparado ao caso C, reduções nos valores de GPR que justificassem o aumento da complexidade da malha e os eventuais custos advindos do maior número de estruturas necessárias à utilização da técnica, não apresentando, portanto, vantagens competitivas em relação ao caso C.

2.6.2.2. Parâmetros elétricos variáveis com a frequência

Conforme discutido anteriormente, a dependência dos parâmetros elétricos do solo com a frequência pode resultar em variações na resposta do aterramento. Baseado nisso, foi avaliado o

comportamento do novo arranjo de aterramento quando o modelo de variação dos parâmetros do solo com a frequência é aplicado. O modelo proposto por Alípio e Visacro [10] foi adotado, as GPR foram calculadas para os casos A, B e C considerando, novamente, a forma de onda típica de primeira corrente de descarga. Os parâmetros elétricos do modelo foram $\rho_0 = 1700 \Omega\text{m}$ e $\epsilon_{r0} = 10$. A Fig. 2.17 apresenta os resultados obtidos e, para a comodidade do leitor, as curvas da Fig. 2.11 são novamente apresentadas, a fim de facilitar a comparação.

A primeira análise da Fig. 2.17 deixa claro que a variação dos parâmetros elétricos do solo com a frequência não altera o desempenho já previsto para a malha de aterramento do caso C. Ao se comparar as curvas da Fig. 2.17 (a) com as da Fig. 2.17 (b) nota-se que, para a resistividade analisada e para a forma de onda de corrente de solicitação, o modelo que considera os parâmetros elétricos variáveis com a frequência produz resultados que são, em média, 15% menores. No entanto, o desempenho do caso C, para ambas as condições, permanece aproximadamente 30% melhor que o desempenho do caso A, considerando os valores de pico.

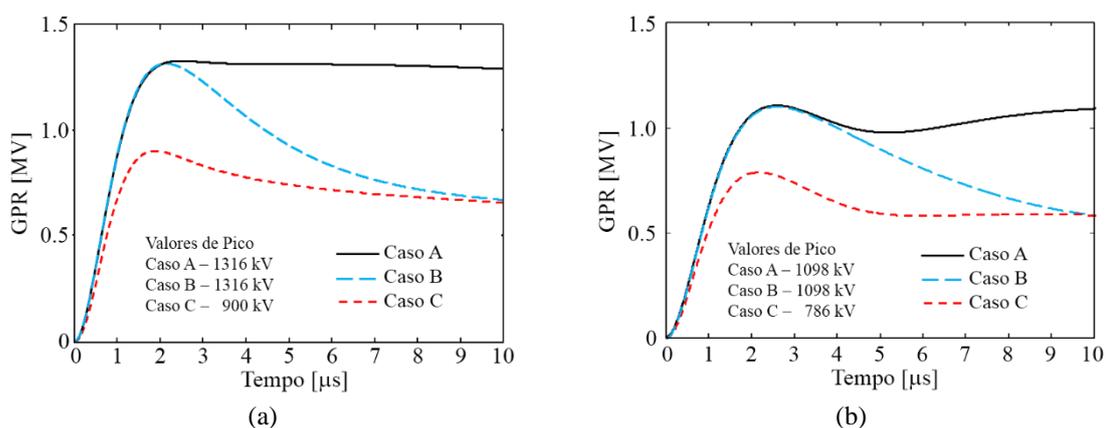


Fig. 2.17 – GPR para os casos A, B e C, comparação dos efeitos de variação dos parâmetros elétricos do solo com a frequência. Forma de onda típica de primeira corrente de descarga. (a) parâmetros elétricos constantes, (b) parâmetros elétricos variáveis com a frequência.

Como se pode notar nas curvas da Fig. 2.17, o tempo em que o arranjo proposto para o caso B começa a atuar, isto é, a reduzir o valor da GPR em relação ao caso A, é maior para o modelo de variação dos parâmetros elétricos com a frequência. Esse comportamento é esperado, visto que a resistividade tende a se reduzir no modelo de parâmetros variáveis, fazendo com que o comprimento efetivo seja sensivelmente menor, já que este decresce com a redução da resistividade. Neste caso, a utilização da nova técnica de aterramento, se comparada ao caso B, tende a ser ainda mais eficaz.

2.6.3. Aplicação prática

As simulações apresentadas até o momento, na seção 2.6, são representações simplificadas do arranjo de aterramento geralmente adotado em LT. Como descrito na seção 2.2, os arranjos

comumente encontrados em torres de LT possuem dois pares de cabos contrapeso longos. Desta forma, uma nova versão dos arranjos estudados, adaptada para corresponder ao modelo de implementação real, é apresentada na Fig. 2.18.

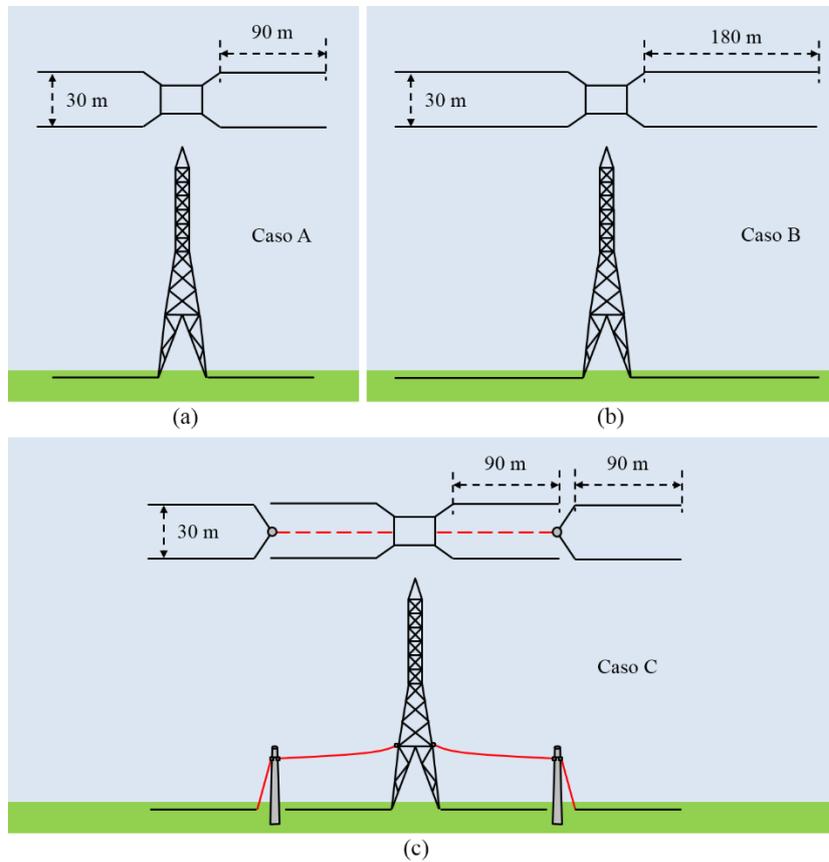


Fig. 2.18 – Aplicação prática dos arranjos de aterramento: (a) Caso A, (b) Caso B e (c) Caso C.

A Fig. 2.19 apresenta as curvas da impedância harmônica para os casos A, B e C, considerando a aplicação prática do arranjo de aterramento estudado e o solo com resistividade igual a $1700 \Omega\text{m}$.

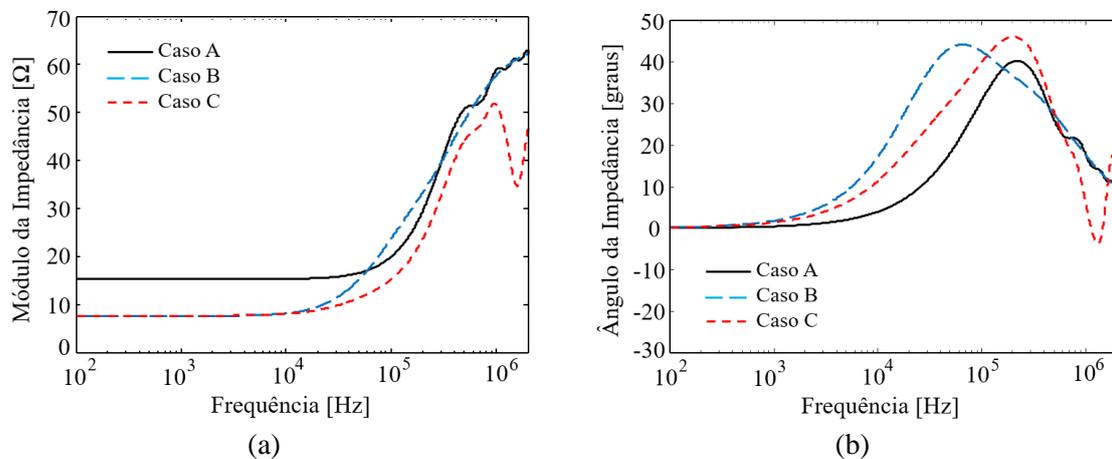


Fig. 2.19 – Impedância harmônica dos casos A, B e C. Arranjo de aplicação prática. Resistividade $\rho = 1700 \Omega\text{m}$: (a) magnitude da impedância, (b) ângulo da impedância.

As curvas da impedância harmônica evidenciam algumas características importantes, que nos auxiliam no entendimento da resposta do aterramento para os três casos em análise. Na região de baixas frequências, as magnitudes da impedância harmônica dos casos B e C são essencialmente idênticas, e equivalem a 50% do valor da magnitude do caso A. A medida em que a frequência aumenta, a magnitude da impedância do caso B se aproxima da magnitude da impedância do caso A, até que, para frequências acima de 150 kHz, as respostas praticamente coincidam. A resposta do arranjo do caso C, entretanto, possui magnitude menor que os demais casos na região de altas frequências (a partir de 10 kHz). Para entender melhor a magnitude da impedância do caso C é necessário observar as curvas do ângulo da impedância, Fig. 2.19 (b). A partir de algumas dezenas de kHz, a taxa de crescimento do ângulo da impedância para o caso C é significativamente menor que a dos demais casos. A medida que a frequência aumenta, a taxa de variação do ângulo da impedância chega a zero e começa a decrescer. Nessa região, nota-se que a taxa de decrescimento para o caso C é significativamente maior que a taxa dos demais casos. Em outras palavras essa tendência explica a existência de um comportamento capacitivo mais intenso para a impedância do caso C. Assim, é natural que a redução na impedância seja notada.

A análise da impedância harmônica do novo arranjo de aterramento deixa claro os benefícios de se utilizar a técnica proposta em [19], promovendo a redução da impedância, quando comparada ao arranjo clássico, em toda a faixa de frequências representativa às solicitações de descargas atmosféricas. Além disso, a análise comprovou as inferências feitas nas seções anteriores, de que haveria uma combinação tal, entre as capacitâncias e indutâncias distribuídas do circuito, que levaria a uma melhor resposta do aterramento, *i.e.*, a menor impedância de aterramento ao longo de toda a faixa de frequências de interesse.

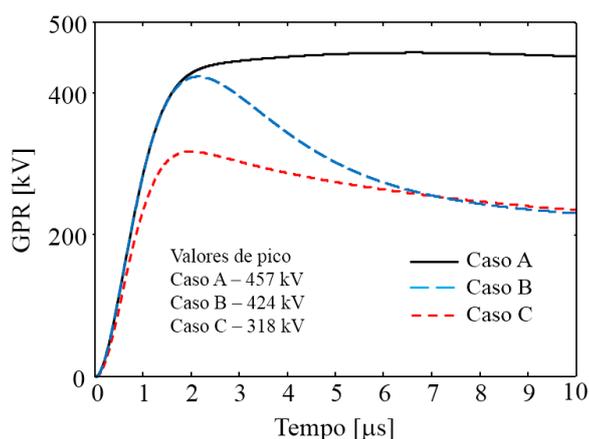


Fig. 2.20 – GPR para os casos A, B, e C, resistividade igual a 1700 Ω m. Forma de onda típica de primeira corrente de descarga. Arranjo de aplicação prática.

As curvas das GPR para os casos A, B e C são comparadas na Fig. 2.20, onde é possível notar que a simulação para o arranjo completo, tal como apresentado na Fig. 2.18, segue a mesma tendência

dos arranjos simulados anteriormente. O arranjo de aterramento do caso C promove uma redução de 30% no valor de pico da GPR, quando comparado ao caso A, complementando os resultados já obtidos.

2.7. Considerações Finais

Neste capítulo foram apresentados alguns conceitos sobre a análise do aterramento de torres de linhas de transmissão quando submetidas a solicitações impulsivas, similares às descargas atmosféricas. Foram introduzidos aspectos geométricos típicos dos aterramentos de torres de LT, foi analisada a resposta desse tipo de aterramento nos domínios do tempo e da frequência, analisou-se o comportamento elétrico do solo e os possíveis efeitos na resposta do aterramento e discutiu-se como algumas condições específicas podem levar a um conhecido fenômeno denominado *comprimento efetivo de um eletrodo enterrado*, fenômeno este que se mostra como um limitador nos projetos de aterramentos quando se objetiva a proteção contra fenômenos de alta frequência.

Neste capítulo, foi também apresentado um novo arranjo de aterramento, capaz de atenuar os efeitos provocados pelo comprimento efetivo. Esse novo arranjo foi amplamente analisado, utilizando as ferramentas previamente descritas no capítulo, onde foram constatadas melhorias no desempenho da resposta do aterramento em aproximadamente 30% para a maioria das condições estudadas. No entanto, para se verificar os ganhos reais da nova técnica de aterramento, tanto a metodologia de cálculo quanto o desempenho da malha proposta necessitam de validação. Os próximos capítulos desta dissertação se destinam, portanto, a este fim. Dois arranjos de medição, um em modelo reduzido e outro em escala real, são apresentados, juntamente aos resultados obtidos.

III

DESCRIÇÃO DO MODELO REDUZIDO

3.1. *Introdução*

Neste capítulo, é apresentada a descrição do modelo reduzido utilizado na simulação analógica do arranjo de aterramento em estudo. Alguns aspectos como: as dimensões do modelo, os equipamentos, as características do solo e a técnica de medição são apresentados e discutidos de forma detalhada. Baseado nisso, este capítulo dá suporte à descrição metodológica de parte das simulações analógicas desta dissertação, levando o leitor a uma melhor compreensão dos fenômenos e subsidiando, desta forma, a compreensão dos resultados extraídos do modelo.

A revisão da literatura, apresentada no Capítulo 1, fez menção ao trabalho de Boaventura [36], que versou sobre a medição de tensão induzida por descargas atmosféricas laterais em linhas. O trabalho de Boaventura descreve, de forma bastante abrangente, todos os detalhes necessários para a montagem de um modelo reduzido. As próximas seções desse capítulo são baseadas no trabalho de Boaventura, e seguem uma estrutura de organização similar à adotada por esse autor.

3.2. *As Dimensões do Modelo*

Dentre as vantagens da simulação analógica em modelo reduzido, duas se destacam, quando comparadas a outras metodologias de simulação de fenômenos físicos, sendo elas: a abstração das complexidades de modelagens matemáticas e computacionais, e a facilidade de representação do fenômeno em ambientes controlados. Os erros de utilização da técnica estão, em geral, associados às limitações construtivas do modelo, podendo ser muito pequenos, se ao pesquisador for possível a construção de um modelo fiel à realidade do fenômeno a ser pesquisado. Nesse sentido, o ponto de partida para a determinação das dimensões físicas do modelo e, conseqüentemente, dos fatores de escala utilizados, são as dimensões físicas do arranjo real.

O sistema que se pretende estudar é composto basicamente pela malha de aterramento de uma torre de LT atingida por uma descarga atmosférica. Assim, para se criar uma simulação analógica do sistema, é necessário representar: a descarga atmosférica, os eletrodos de aterramento e o solo que receberá os eletrodos. A representação da torre, nesse caso, é facultativa, visto que se pretende

analisar, de forma comparativa, o desempenho do novo arranjo de aterramento em relação ao desempenho de arranjos de aterramento convencionais. A inserção da torre, e os consequentes efeitos de ondas viajantes em sua estrutura, garantem maior generalidade à análise do sistema onde o fenômeno ocorre, mas em nada contribui para a avaliação comparativa do desempenho do aterramento. Sendo assim, essa dissertação não adotará um modelo para a torre da linha de transmissão. Das variáveis a serem modeladas, as que possuem dimensões físicas com influência direta sobre as dimensões do modelo são tratadas a seguir.

As malhas de aterramento de torres de LT possuem, em geral, cabos contrapeso com comprimentos que variam de 10 m a 90 m, a depender dos critérios de projeto e das características do solo da região de instalação da torre. O comprimento típico do canal de uma descarga atmosférica varia entre 2000 m e 14000 m [36]. Desta forma, para se garantir a melhor representação das dimensões reais, o fator de escala do modelo deve levar em consideração essas dimensões.

Segundo Boaventura [36], *“a determinação do fator de escala fica limitado, por um lado, pela disponibilidade de estruturas de suporte ao arranjo, no caso de um modelo muito grande, e, por outro, pelo aumento da frequência dos sinais envolvidos, no caso de um modelo muito pequeno. Nesse último caso existe ainda a dificuldade de manipulação de um modelo muito pequeno. O aumento da frequência ocorre devido ao fato de que, apesar das distâncias serem reduzidas no modelo, tanto neste quanto no fenômeno real as perturbações eletromagnéticas causadas pela descarga se propagam com a velocidade da luz, já que o meio de propagação, o ar, é o mesmo nos dois casos. O aumento da frequência dos sinais a serem medidos ou gerados torna-se então um fator de limitação no que diz respeito às restrições impostas aos equipamentos de medição e geração”*.

Com relação ao primeiro fator limitante, duas variáveis são necessárias na análise: o comprimento dos cabos contrapeso e o comprimento do canal de descarga. O comprimento máximo para os cabos contrapeso é limitado pelas dimensões da amostra de solo a que se é possível garantir o controle dos parâmetros elétricos. Um tanque metálico existente no LEAT, com formato hemisférico e 3 m de diâmetro, permitiu a utilização de uma amostra de solo suficiente para a representação do fenômeno. Desta forma, o comprimento máximo dos eletrodos foi definido como sendo 1,5 m, permitindo que eles sejam completamente enterrados na amostra de solo adotada e garantindo que os eletrodos estejam suficientemente distantes das paredes do tanque, de tal forma a evitar distorções nas curvas equipotenciais geradas pelo aterramento. Assim, estimando um comprimento médio para os eletrodos de aterramento de torres como sendo aproximadamente 50 m, o uso de eletrodos de até 1,5 m permite a aplicação de um fator de escala de até 1:35.

Quanto ao canal de descarga, o comprimento máximo é de 20 metros (altura do galpão do LEAT), o que permitiria, observando o comprimento real do canal de descarga como sendo 2000 metros, um fator de escala de, no mínimo, 1:100. No entanto, como será melhor discutido em seção posterior, a

representação da onda de corrente viajando pelo canal de descarga é um parâmetro mais importante que as dimensões físicas deste. O que se deve garantir, em relação aos fenômenos envolvendo o canal, é que os tempos necessários para que a onda de corrente se propague, sem interferências das condições de fronteira, sejam diversas vezes maiores que os tempos necessários para que os fenômenos observáveis no aterramento ocorram. Em outras palavras, o canal de descarga deve possuir um comprimento tal que possibilite a propagação da onda de corrente em um tempo suficientemente grande para garantir que os fenômenos observáveis no aterramento possam ser corretamente registrados. Desta forma, se a velocidade de propagação das ondas de corrente no canal for muito menor que a velocidade de propagação das ondas de corrente no aterramento, o comprimento do canal poderá ser reduzido à medida em que a condição necessária for atendida, não havendo a necessidade, portanto, de uma relação de escala direta entre o comprimento real do canal e o comprimento do canal adotado no modelo, prevalecendo, assim, o fator de escala determinado pelo comprimento do eletrodo de aterramento.

Ao se definir o fator de escala, tomando como base o primeiro fator limitante, é necessário verificar se este atende à relação de compromisso para o segundo fator. Neste caso, é necessário observar se o valor adotado é adequado para escalar as frequências representativas da onda de corrente a ser utilizada. Tem-se que as ondas mais rápidas relacionadas com descargas atmosféricas principais têm seu tempo de frente na faixa de 5 μ s, o que implicaria, ao se utilizar o fator de escala 1:35, em ondas de corrente com tempos de frente na faixa de 150 ns, valor compatível com os sistemas de geração e medição disponíveis. Desta forma, o fator de escala definido para o modelo é 1:35.

Boaventura apresentou, em seu trabalho [36], uma tabela na qual as grandezas envolvidas na representação do fenômeno em modelo reduzido eram devidamente relacionadas com as grandezas reais. A Tabela 3.1 e a Tabela 3.2 são adaptações daquela apresentada por Boaventura, e descrevem as relações adotadas no modelo utilizado nesta dissertação.

Tabela 3.1 – Relação dos parâmetros não escaláveis do modelo.

<i>GRANDEZA</i>	<i>RELAÇÃO</i>
<i>Constante Dielétrica</i>	$\epsilon_{modelo} = I \times \epsilon_{real}$
<i>Permeabilidade Magnética</i>	$\mu_{modelo} = I \times \mu_{real}$
<i>Velocidade de Propagação</i>	$v_{modelo} = I \times v_{real}$
<i>Resistência</i>	$R_{modelo} = I \times R_{real}$
<i>Reatância</i>	$X_{modelo} = I \times X_{real}$
<i>Impedância</i>	$Z_{modelo} = I \times Z_{real}$

Tabela 3.2 – Relação dos parâmetros escaláveis no modelo.

GRANDEZA	RELAÇÃO
<i>Comprimento</i>	$l_{modelo} = \kappa \times l_{real}$
<i>Tempo</i>	$t_{modelo} = \kappa \times t_{real}$
<i>Frequência</i>	$f_{modelo} = \frac{1}{\kappa} \times f_{real}$
<i>Comprimento de Onda</i>	$\lambda_{modelo} = \kappa \times \lambda_{real}$
<i>Condutividade</i>	$\sigma_{modelo} = \frac{1}{\kappa} \times \sigma_{real}$
<i>Resistividade</i>	$\rho_{modelo} = \kappa \times \rho_{real}$
<i>Capacitância</i>	$C_{modelo} = \kappa \times C_{real}$
<i>Indutância</i>	$L_{modelo} = \kappa \times L_{real}$

O parâmetro κ representa o fator de escala do modelo, que é definido pela equação 3.1.

$$Fator\ de\ Escala, \kappa = \frac{1}{35} = \frac{dimensão\ do\ modelo}{dimensão\ real} \quad [3.1]$$

A partir das relações estabelecidas na Tabela 3.1 e na Tabela 3.2, é possível definir prontamente as características do modelo reduzido em relação às características do modelo real. Dentre as grandezas a serem escaladas, a resistividade do solo requer maior atenção, visto que os fenômenos a serem simulados dependem diretamente deste fator. A próxima seção é dedicada ao estudo das características do solo utilizado no modelo, onde foram incluídos aspectos como as dimensões e efeitos do tanque de metal, usado como recipiente para o solo, na propagação das ondas eletromagnéticas no arranjo.

3.3. Características do Solo e da Cuba Metálica

O trabalho [40], apresentado por He, descreve o uso de um tanque de metal com 5 metros de diâmetro para simulação e controle das condições do solo para ensaios em um laboratório experimental de aterramentos. Baseado na tecnologia apresentada por He, foi utilizado um tanque hemisférico de 3 metros de diâmetro, disponível no LEAT, para controle das características do solo. A Fig. 3.1 mostra a estrutura utilizada.

A escolha do solo a ser utilizado se deu a partir de dois fatores essenciais ao estudo. O primeiro, e de importância fundamental, diz respeito à faixa representativa de resistividades do modelo. Considerando o fator de escala definido na seção anterior, 1:35, que determina a utilização de ondas de corrente com tempos de frente na faixa de 150 ns, e sabendo que o comprimento dos eletrodos é limitado pelas dimensões do tanque de aço utilizado, o único grau de liberdade disponível para

escalar o aterramento, de forma a fazer com que este represente os efeitos do comprimento efetivo, está na determinação dos parâmetros elétricos do solo. Como a malha a ser estudada possui dois trechos de cabos contrapeso, e sabendo que o comprimento limite destes é de 1,5 metros, tem-se que, para um dos trechos, com metade do comprimento total disponível, os efeitos do comprimento efetivo deverão ser obtidos. Assim, a resistividade do solo capaz de resultar nos efeitos necessários, considerando um eletrodo de aproximadamente 0,75 metro e uma forma de onda de corrente com tempo de frente de 150 ns, está entre $1 \Omega\text{m}$ e $20 \Omega\text{m}$, resistividade considerada muito baixa. Alguns materiais argilosos, como a bentonita hidratada, materiais terrosos e arenosos após tratamento químico à base de água e sais, ou mesmo materiais líquidos, como a água após tratamento com sais, possuem resistividade na faixa necessária.

Definidas as diferentes possibilidades de solos, parte-se então para os critérios do segundo fator, que diz respeito a homogeneidade e facilidade no controle da resistividade. Para um grande volume de material sólido (caso dos materiais argilosos, terrosos e arenosos), é demasiadamente complicado garantir a uniformidade do tratamento necessário para se obter a resistividade na faixa desejada. Para os materiais líquidos (caso da água), tem-se um facilitador de homogeneidade, com o inconveniente acréscimo de dificuldades de utilização como meio de montagem e manipulação das estruturas de aterramento e dos equipamentos necessários à medição. Apesar das dificuldades inseridas pelo segundo grupo de materiais, a água, pensada como um facilitador para a garantia da homogeneidade do tratamento químico necessário, foi escolhida para representar o solo do modelo reduzido.

Sabendo que a resistividade é diretamente escalada pelo modelo, tem-se que, para a faixa dimensionada, as resistividades em escala real correspondem à faixa de $35 \Omega\text{m}$ a $700 \Omega\text{m}$. Essa faixa é representativa à ocorrência dos fenômenos de comprimento efetivo em eletrodos de até 50 metros, para ondas de solicitação similares às ondas de primeira corrente de descarga, como mostra a Fig. 2.8.



Fig. 3.1 – Cuba hemisférica de aço inox, 3 metros de diâmetro: (a) tanque hemisférico utilizado, (b) estrutura montada para as medições.

Assim, o volume de água contido no tanque de metal passa a representar a parcela de solo em contato com o eletrodo. No entanto, do ponto de vista eletromagnético, o solo é composto por uma combinação das características da parcela de água e da parede de metal do tanque, que atua, nesse caso, como uma segunda camada de solo com propriedades elétricas distintas da primeira. A contribuição da segunda camada na resposta do aterramento é função da resistividade do solo da primeira camada e da frequência das ondas de corrente de solicitação. Dessa forma, o modelo matemático representativo do arranjo deve levar em consideração um solo estratificado em duas camadas, para que a comparação das simulações analógicas e computacionais seja possível.

Ainda em relação à interação da cuba metálica com os campos eletromagnéticos do fenômeno, outra consequência deve ser observada. No fenômeno real, o solo pode ser considerado plano, infinito e perpendicular em relação ao canal de descarga, fazendo com que as linhas de campo elétrico e magnético se estabeleçam de forma análoga às apresentadas na Fig. 3.2 (a). Entretanto, as restrições físicas do modelo reduzido fazem com que as linhas de campo, que antes se estabeleciam do canal para o solo, encontrem condições de fronteira um pouco diferentes das condições do modelo real. A Fig. 3.2 (b) apresenta a distribuição aproximada das linhas de campo se fechando do canal para o solo e para as paredes da cuba. Nessa condição, a capacitância do canal em relação ao solo será diferente da condição apresentada na Fig. 3.2 (a), e essa alteração será percebida, através da respectiva alteração na impedância, na onda de corrente que flui pelo canal.

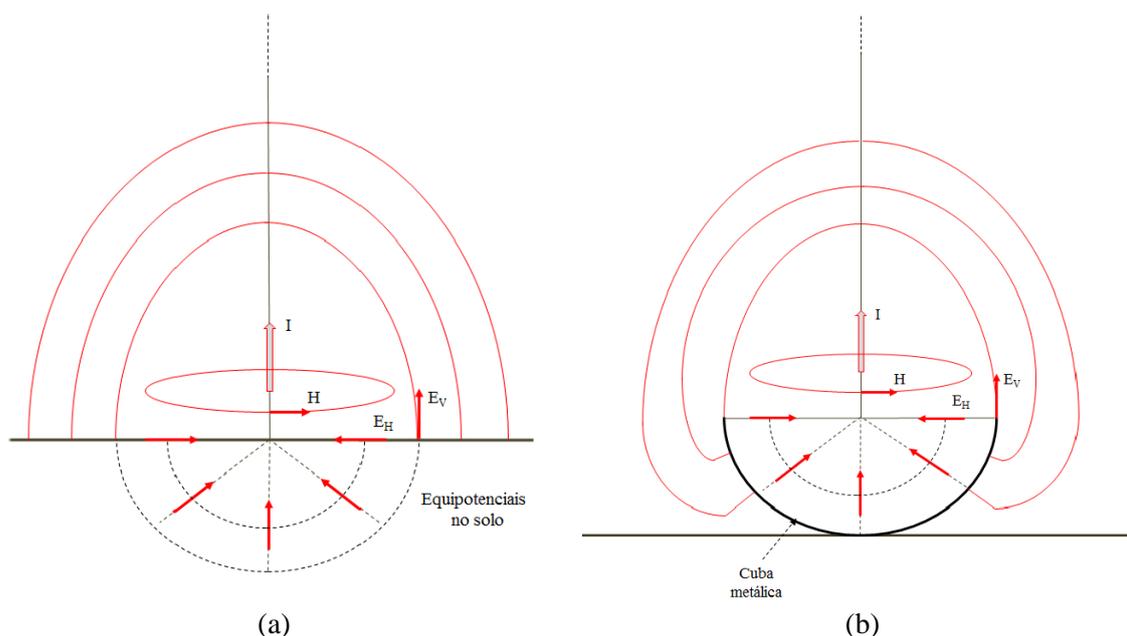


Fig. 3.2 – Distribuição aproximada das linhas de campo, (a) fenômeno real, (b) modelo reduzido considerando a presença da cuba, adaptado de [61].

Como os fenômenos analisados no aterramento têm sua origem diretamente associada às correntes injetadas nos eletrodos, e a modelagem computacional do fenômeno leva em consideração a forma

de onda de corrente real, através da adaptação da metodologia proposta em [44], assume-se que as distorções inseridas pela presença da cuba estarão representadas no modelo computacional através da corrente. Desta forma, apesar das condições de fronteira serem ligeiramente distintas, quando se compara o modelo reduzido e o real, a modelagem adotada é capaz de contornar essa limitação, permitindo, sem maiores problemas, a comparação entre a simulação analógica e a computacional.

A Fig. 3.3 apresenta uma fotografia do tanque de aço preenchido com água tratada. Os detalhes em amarelo fazem parte da estrutura de apoio ao arranjo de aterramento em teste.

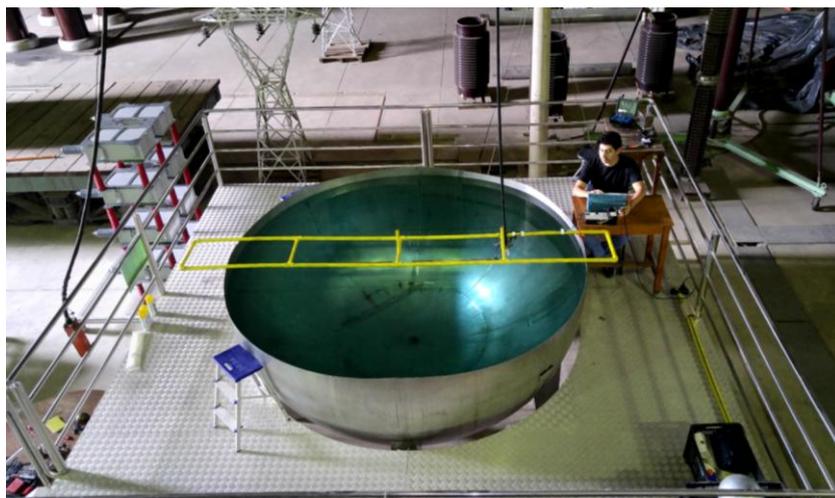


Fig. 3.3 – Fotografia da cuba hemisférica de aço inox preenchida com água.

3.4. O Canal de Descarga

O canal de descarga é o caminho físico pelo qual flui a corrente de retorno. Nas medições de aterramento, a modelagem do canal segue, em geral, características muito distintas da sua configuração real. A revisão das técnicas de medições, realizada no Capítulo 1, mostrou que a grande maioria das metodologias utiliza um circuito auxiliar de injeção de corrente. Esse circuito faz surgir, em duas terminações conectadas ao solo, uma diferença de potencial que movimenta as cargas existentes no meio, fazendo circular uma corrente. Se um desses pontos de conexão é o aterramento a ser testado, a corrente que flui por ele, se devidamente representativa ao fenômeno real, fará com que a resposta do aterramento à passagem dessa corrente tenha relação direta com a resposta do aterramento à passagem de corrente de uma descarga atmosférica. Apesar de não representar fielmente o fenômeno real de solicitação do aterramento, o uso dessa metodologia pode se mostrar adequado se forem garantidos os cuidados de desacoplamento eletromagnético do circuito a ser testado em relação aos circuitos auxiliares. Além disso, para fenômenos impulsivos, o uso dessa técnica requer alguns cuidados relativos aos efeitos de ondas viajantes nos cabos de interligação da malha em teste e do circuito auxiliar por onde a corrente flui.

Uma recente técnica de medição de aterramento [16], faz uso de um mecanismo de injeção de corrente bastante diferente do convencional. Denominado pelos autores como LIA (sigla para: Linha Infinita Artificial), a velocidade de propagação da onda de corrente é controlada por meio da impedância do dispositivo. A técnica elimina a necessidade de haver uma conexão auxiliar para o solo, visto que a velocidade de propagação da onda de corrente pode ser reduzida a tal ponto que o tempo necessário para que a onda viaje pela LIA seja suficiente para registrar as características da passagem dessa corrente pelo aterramento. Ao se comparar a LIA com o dispositivo adotado por Boaventura [36] na representação do canal de descarga, é possível perceber que estes são, na verdade, muito semelhantes, variando apenas a posição do dispositivo em relação ao solo. Essa técnica representa, de forma mais aproximada, as características do canal de descarga real se comparada às técnicas convencionais usadas para a injeção de corrente no aterramento. Além disso, o uso da LIA reduz as dimensões necessárias do circuito de injeção de corrente, fato de importância fundamental na utilização em modelos reduzidos.

Considerando as limitações das dimensões da cuba, e levando em consideração que a LIA, quando disposta verticalmente, faz com que o modelo do canal de descarga represente de forma aproximada um canal de descarga real, o método proposto em [16] foi adaptado. Desta forma a LIA foi colocada na vertical, perpendicular ao solo onde está o aterramento, se aproximando do modelo de canal proposto por Boaventura.

O canal de descarga foi construído a partir de tubos de PVC de 20 mm de diâmetro, nos quais foi enrolado, em hélice de passo justo, um fio de cobre esmaltado de 0,32 mm². A Fig. 3.4 apresenta um desenho do canal e duas fotografias da sua utilização no modelo reduzido. Os parâmetros deste canal podem ser calculados conforme metodologia descrita por Boaventura no trabalho [36].

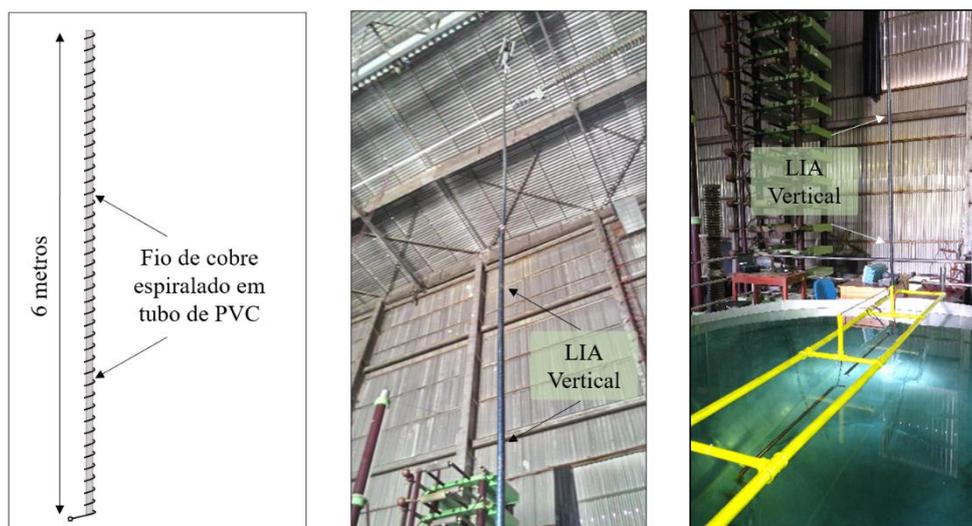


Fig. 3.4 – Desenho representativo do modelo de canal de descarga e fotografias do canal utilizado.

A indutância por unidade de comprimento do canal é determinada por:

$$L' = \mu_0 N^2 A \quad [\text{H/m}] \quad [3.1]$$

onde, μ_0 é a permeabilidade magnética do vácuo, N é o número de voltas por metro e A é a área da seção transversal do tubo de PVC. Desta forma, considerando as dimensões descritas anteriormente para o PVC e para o fio de cobre, tem-se que $N = 800$ voltas/metro. Assim, a indutância por unidade de comprimento é igual a $252,2 \mu\text{H/m}$.

A capacitância de um cilindro disposto verticalmente sobre o solo pode ser determinada por:

$$C' = \frac{2\pi\epsilon_0 l}{\ln\left(\frac{1,15 l}{d}\right)} \quad [\text{F/m}] \quad [3.2]$$

onde, ϵ_0 é a permissividade elétrica do vácuo, l é o comprimento do canal e d é o diâmetro do tubo de PVC. Assim, para um canal com 6 metros de comprimento a capacitância por unidade de comprimento será igual a $9,5 \text{ pF/m}$. Esse cálculo deve ser entendido como um valor médio para a capacitância do canal, visto que a capacitância em relação ao solo é não-uniforme, reduzindo à medida que o canal se distancia do solo. Outra observação necessária está no fato, já discutido, de que a presença e as limitações geométricas da cuba fazem com que a capacitância do canal se altere. No entanto, os valores ainda podem ser utilizados com boa aproximação para o projeto, visto que, como também já discutido, a utilização da corrente medida como parâmetro de entrada para as simulações é suficiente para modelar as alterações na capacitância do canal.

A velocidade de propagação e a impedância de surto do canal podem ser calculadas a partir das Equações 3.3 e 3.4, apresentadas a seguir:

$$v = \frac{1}{\sqrt{LC}} \quad [\text{m/s}] \quad [3.3]$$

$$Z_s = \sqrt{\frac{L}{C}} \quad [\Omega] \quad [3.4]$$

A aplicação das equações resulta, para o caso analisado, em valores de velocidade de propagação $v = 20 \text{ m}/\mu\text{s}$, aproximadamente 6,7% a velocidade da luz no vácuo, e de impedância de surto $Z_s = 5.150 \Omega$.

Como evidenciado pela Equação 3.3, a velocidade de propagação das ondas no canal de descarga pode ser ajustada através da mudança dos parâmetros capacitância e indutância, que, por sua vez, são dependentes dos parâmetros geométricos da LIA. Assim, é possível ajustar os tempos de propagação das ondas no aterramento e no canal, de forma a garantir o registro adequado dos efeitos da passagem da onda de corrente pelo aterramento.

3.5. A Corrente de Retorno

Para que a onda de corrente de retorno usada na simulação analógica seja representativa do fenômeno real, a correta aplicação do fator de escala nos parâmetros da onda deve ser garantida. Dentre os parâmetros utilizados para definir a onda de corrente, o tempo de frente é o de maior relevância quando se estuda os efeitos do comprimento efetivo no aterramento. As ondas típicas de primeira corrente de descarga, mais rápidas, possuem tempos de frente de aproximadamente 5 μ s. Considerando o fator de escala definido na seção 3.2, o tempo de frente para a onda de corrente adotada no modelo reduzido deve ser de 150 ns.

Em relação à amplitude, temos que a onda típica de primeira corrente de descarga possui valor médio de 30 kA [17]. No entanto, a menos que a intensidade de corrente provoque a ionização do solo, a amplitude não necessita ser escalada. Isso se fundamenta no fato de que haverá uma relação linear entre a sobretensão no aterramento e a corrente aplicada e, se garantida a não ocorrência de ionização, essa relação é mantida, independente da amplitude da corrente. Todavia, mesmo que o fenômeno estudado seja insensível a variações de amplitude, é necessário que se represente a onda de corrente com uma amplitude tal que se minimize os erros de medição. Os critérios de decisão para se definir a amplitude da corrente passam a ser, portanto, as limitações e faixas de operação dos instrumentos de medição disponíveis.

Por fim, o último parâmetro da onda de corrente de descarga diz respeito ao tempo de meia onda (ou tempo de semi-cauda). Para ondas típicas de primeira corrente de descarga, esse tempo é dezenas de vezes maior que o tempo de frente. Como os efeitos do comprimento efetivo se concentram essencialmente nos primeiros microssegundos, e toda a análise comparativa das malhas se concentra na região representativa ao comprimento efetivo, torna-se desnecessário que a modelagem da cauda obedeça a critérios rigorosos, de forma a representar fielmente os tempos da onda de corrente real. No entanto, mesmo não havendo a necessidade de um ajuste criterioso na cauda da onda, o dispositivo adotado para gerar e conformar a onda é facilmente ajustado para gerar tempos de semi-cauda na mesma ordem de grandeza, respeitado o fator de escala, dos tempos reais, sendo adotado esse ajuste nas simulações apresentadas.

O gerador de onda impulsiva de corrente é constituído basicamente por um gerador de impulso de tensão acrescido de um circuito conformador de onda. Ele foi montado pela equipe de pesquisadores do LEAT, é portátil e possui dimensões reduzidas, características que favorecem a utilização para medições em campo e para simulações em modelo reduzido. Um diagrama esquemático do circuito do gerador é mostrado na Fig. 3.5.

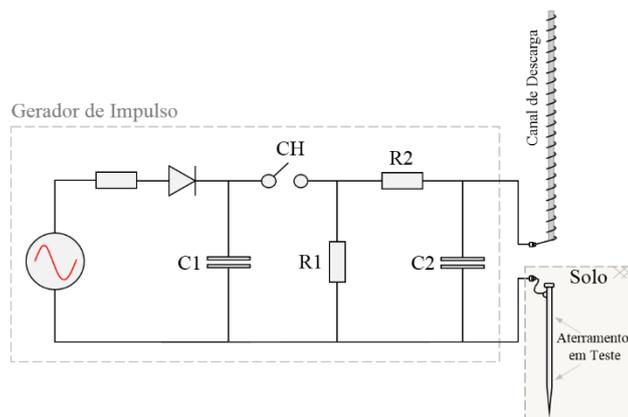


Fig. 3.5 – Desenho esquemático do gerador de onda impulsiva de corrente.

O funcionamento do circuito da Fig. 3.5 pode ser entendido da seguinte forma: Com a chave *CH* aberta a fonte de tensão carrega o capacitor C_1 com uma tensão V . Quando a chave *CH* é fechada o capacitor C_1 começa a se descarregar através do resistor R_1 e, simultaneamente, o circuito de conformação da onda começa a atuar, onde o resistor R_2 e o capacitor C_2 serão responsáveis pelo tempo de frente da onda, através da dinâmica de carregamento do capacitor C_2 . O tempo de cauda é controlado pela descarga do capacitor C_1 sobre o resistor R_1 . Dessa maneira, a onda de tensão gerada em C_2 , aplicada entre o canal e o aterramento em teste, dá origem a uma onda de corrente que se propaga ascendentemente do aterramento para o canal de descarga. A tensão de carga V do gerador é de 700 V.

A forma de onda de corrente utilizada no modelo reduzido é apresentada na Fig. 3.6, onde um dos oscilogramas de medição é mostrado. O tempo de frente foi calculado através da representação 30% - 90% [62], por se entender que o início muito lento da onda (primeiros 150 ns) provocaria uma distorção na representação da inclinação da maior parte da subida.

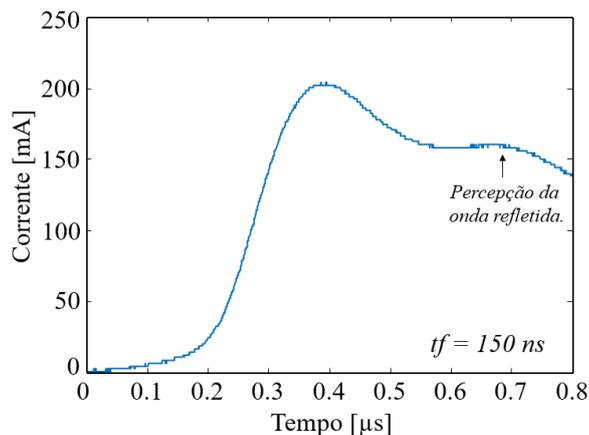


Fig. 3.6 – Forma de onda da corrente de solitação utilizada no modelo.

A velocidade de propagação da onda no canal foi calculada na seção anterior como sendo 20 m/ μ s. Em um canal com 6 metros de comprimento, a onda viaja durante 300 ns até encontrar a terminação aberta da linha, reflete, e após 300 ns retorna para a base do canal, onde a medição é realizada. Nesse caso, a reflexão da onda de corrente será percebida pelo sistema de medição, e pelo aterramento, a partir de 600 ns. É possível notar, na Fig. 3.6, que o início da reflexão ocorre em um tempo próximo a 700 ns, quando a onda de corrente apresenta um ponto de inflexão. A diferença entre o valor de tempo calculado e o percebido na curva se deve ao fato de que os primeiros 100 ns da onda de corrente permanece com amplitude muito próxima de zero, fazendo com que os primeiros 100 ns da onda refletida resulte em alterações mínimas na onda medida, dificultando a percepção.

3.6. A Malha de Aterramento

Na modelagem adotada para o aterramento, foi utilizada uma representação simplificada, onde, no lugar de quatro cabos contrapeso, um único contrapeso foi modelado para representar o arranjo convencional. Como apresentado na seção 2.6, essa simplificação é satisfatória na análise do aterramento, uma vez que a representação do arranjo completo (seção 2.6.3) mantém os mesmos efeitos obtidos nas simulações do arranjo simplificado (seção 2.6.1).

Foram utilizados eletrodos de 0,70 m para compor as diferentes configurações da malha de aterramento em estudo. Desta forma foi possível verificar a resposta do aterramento para os três casos (A, B e C) apresentados nas simulações do capítulo 2.

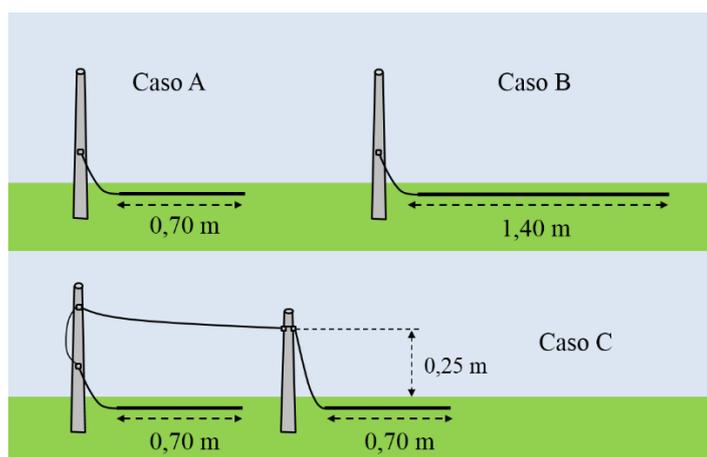


Fig. 3.7 – Arranjo de eletrodos adotados na representação em modelo reduzido.

Isso permitiu que o arranjo convencional (Caso A) fosse representado com um único eletrodo de 0,70 m, o arranjo convencional com comprimento estendido (Caso B) fosse representado por um eletrodo de 1,4 m de comprimento total, e o arranjo inovador estudado nesta dissertação (Caso C), fosse representado com a utilização de dois eletrodos de 0,70 m, interligados ao ponto de injeção de

corrente através de uma linha aérea. A Fig. 3.7 apresenta o desenho esquemático das configurações dos arranjos de aterramento do modelo reduzido. Aplicado o fator de escala, esses eletrodos correspondem a cabos contrapeso de 25 m (caso A), 50 m (caso B) e a dois eletrodos de 25 m interligados por uma linha aérea (caso C), aproximadamente.

Os eletrodos são enterrados no solo a uma profundidade de 30 mm, que corresponde, após aplicação do fator de escala, a uma profundidade real de aproximadamente 1 m. Esse valor pode ser considerado representativo à profundidade de malhas de aterramento reais, uma vez que em regiões agrícolas, ou de intenso trânsito de máquinas, os eletrodos são enterrados com até 1 metro de profundidade. No entanto, os valores mais comuns se encontram entre 0,2 a 0,3 metro, fato que não altera a validade representativa do modelo, uma vez que pequenas variações na profundidade de eletrodos horizontais alteram pouco a resposta do aterramento.

A linha aérea de interligação dos eletrodos do caso C possui 0,8 m de comprimento e 0,25 m de altura. Ao se aplicar o fator de escala do modelo teremos a representação de uma linha real com 28 metros de comprimento e aproximadamente 9 metros de altura. O comprimento da linha se deve à necessidade de interligação do segundo eletrodo, e poderá variar conforme as dimensões utilizadas no aterramento real. A altura da linha é representativa para uma instalação real, uma vez que 9 metros permite, por um lado, a circulação de animais e máquinas agrícolas, situações comuns de compartilhamento de espaço com as linhas aéreas, e, por outro, uma grande distância de separação dos cabos energizados da linha, não oferecendo riscos ao isolamento necessário a estes.

A Fig. 3.8 apresenta fotografias do arranjo de simulação em modelo reduzido. Nelas é possível identificar os eletrodos utilizados no aterramento, o trecho de linha aérea e alguns dos instrumentos de geração e medição das ondas de tensão e corrente. Como pode ser percebido na foto, a utilização de água com tratamento químico para representar o solo exigiu a utilização de uma estrutura de suporte ao arranjo. Essa estrutura foi feita com material isolante, PVC, de forma a não comprometer o comportamento eletromagnético do modelo.

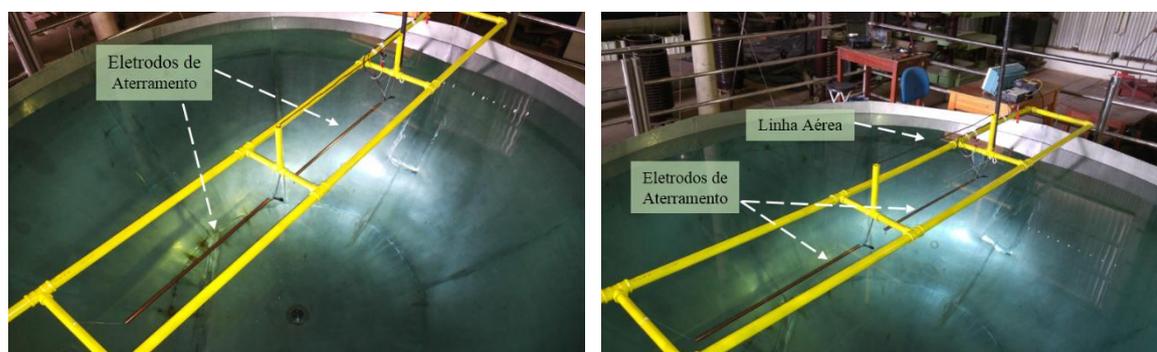


Fig. 3.8 – Arranjo de aterramento utilizado na montagem do modelo reduzido.

3.7. Equipamentos e Técnicas de Medição

3.7.1. Equipamentos de medição

Em relação ao sistema de medição em modelo reduzido, assim descreve Boaventura [36]: “*Um dos pontos críticos da simulação analógica é o sistema de medição utilizado, pois este é a interface que possibilita a observação e registro do fenômeno estudado. Portanto é de fundamental importância que, uma vez definido, o sistema de medição a ser utilizado seja calibrado e testado de modo a reduzir ao mínimo os erros por este introduzido*”. A definição do sistema de medição deve levar em consideração as características inerentes ao modelo, tanto em relação às dimensões físicas, quanto em relação as características dos sinais envolvidos. Em relação ao segundo aspecto, a largura de banda de passagem do sistema é o fator com maior importância para utilização em modelos reduzidos, pois, nesses casos, a aplicação do fator de escala faz com que as frequências dos sinais utilizados no modelo se tornem muito elevadas.

No modelo adotado, as ondas de corrente e, por consequência, as GPR, possuem tempos de frente na faixa de 100 ns, o que resulta em sinais com limite superior de frequência de até 2,5 MHz (ver Equação 4.1). As características do gerador adotado e a alta impedância do canal de descarga são fatores limitantes para a amplitude das correntes produzidas. Dessa maneira, as correntes injetadas no aterramento possuem amplitudes menores que 500 mA, o que resulta em valores de elevação de potencial de malha, considerando a faixa de resistividades adotada e a geometria dos eletrodos, menores que algumas dezenas de Volts. Baseado nisso, os equipamentos necessários ao sistema de medição podem ser devidamente definidos.

Os equipamentos adotados para a medição das correntes de solicitação do aterramento e das elevações de potencial de malha foram:

- 01 Osciloscópio para medição de corrente;
- 01 Osciloscópio para medição de tensão;
- 02 Pontas de prova para medição de tensão;
- 01 Ponta de prova para medição de corrente.

As medições de tensão e corrente foram separadas em dois osciloscópios para se evitar o acoplamento entre os circuitos, reduzindo a injeção de ruídos e garantindo aspectos facilitadores à montagem, como a escolha mais adequada do ponto de referência para cada osciloscópio. Esse cuidado é parte fundamental nas medições em modelo reduzido, uma vez que os sinais medidos possuem baixa amplitude, ficando susceptíveis a sinais de origens distintas ao fenômeno de interesse, como os ruídos espúrios de um ponto de aterramento não associado à grandeza medida. A seguir é apresentada a descrição de cada um dos equipamentos utilizados.

- *Osciloscópios para tensão e corrente*

Tabela 3.3 – Características dos osciloscópios

<i>Parâmetro</i>	<i>Característica</i>
<i>Modelo</i>	<i>TDS2012C</i>
<i>Fabricante</i>	<i>TEKTRONIX</i>
<i>Banda de Passagem</i>	<i>DC a 100 MHz</i>
<i>Sensibilidade</i>	<i>2 mV/div até 5 V/div</i>
<i>Impedância de Entrada</i>	<i>1 MΩ // 20 pF</i>
<i>Base de Tempo</i>	<i>2,5 ns/div até 50 s/div</i>
<i>Taxa de Amostragem</i>	<i>2 GS/s</i>
<i>Resolução Vertical</i>	<i>8 bits</i>
<i>“DC Vertical Accuracy”</i>	<i>$\pm 3\%$</i>

- *Pontas de prova para medição de tensão*

Tabela 3.4 – Características das pontas de prova de tensão

<i>Parâmetro</i>	<i>Característica</i>
<i>Modelo</i>	<i>TPP0101</i>
<i>Fabricante</i>	<i>TEKTRONIX</i>
<i>Banda de Passagem</i>	<i>DC a 100 MHz</i>
<i>Capacitância de Entrada</i>	<i><12 pF</i>
<i>Resistência de Entrada</i>	<i>10 MΩ</i>
<i>Atenuação</i>	<i>10x</i>
<i>Tensão Máxima</i>	<i>300 V rms</i>

- *Pontas de prova para medição de corrente*

Tabela 3.5 – Características da ponta de prova de corrente

<i>Parâmetro</i>	<i>Característica</i>
<i>Modelo</i>	<i>P6022</i>
<i>Fabricante</i>	<i>TEKTRONIX</i>
<i>Banda de Passagem</i>	<i>0,9 kHz a 120 MHz</i>
<i>Sensibilidade</i>	<i>1 mA/mV</i>
<i>Corrente Máxima</i>	<i>4 A rms 100 A Pico</i>

Como pode ser visto na Tabela 3.3, na Tabela 3.4 e na Tabela 3.5, as características de banda de passagem, sensibilidade e amplitude máxima de medição dos dispositivos atendem adequadamente as especificações para o modelo. Em relação a posição dos dispositivos e os impactos das dimensões destes no modelo, apenas as pontas de prova tiveram contato direto com o arranjo. Como estas possuem dimensões reduzidas, não se percebeu alterações significativas que pudessem comprometer a análise dos dados das medições.

3.7.2. Técnicas de medição

O estudo da resposta do aterramento está fundamentado na análise de duas grandezas: a corrente de solicitação do aterramento e a elevação de potencial da malha, provocada pela passagem da corrente de solicitação. Com base nisso, a simulação analógica tem como foco a medição precisa dessas grandezas. A seguir, é apresentada a técnica adotada na medição da corrente e da GPR no modelo reduzido.

Na medição de corrente, o osciloscópio foi colocado distante do arranjo, apoiado na altura da borda da cuba, fora desta. Apenas a ponta de prova de corrente e o gerador foram colocados sobre a parcela de solo contida na cuba. A ponta de prova de corrente foi conectada à cordoalha que interliga a saída do gerador e a malha de aterramento sob teste, abaixo do canal de descarga. A escolha da posição da ponta de prova se deve a dois principais fatores: a redução da influência da ponta de prova na impedância do canal de descarga e a garantia da medição exata da corrente em circulação no aterramento, visto que a medição da corrente em circulação no canal poderia conter parcelas, ainda que pequenas, das reflexões internas ao canal que não seriam transmitidas para o aterramento. A Fig. 3.9 apresenta um esboço da ligação da ponta de prova de corrente no arranjo.

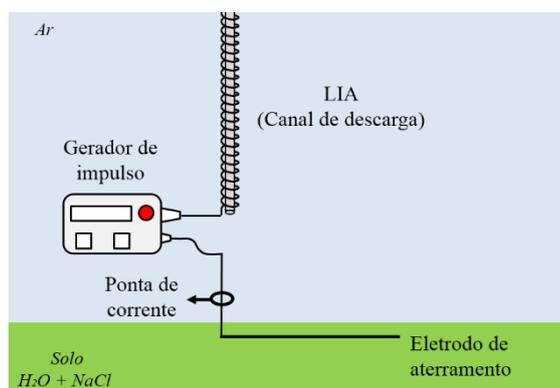


Fig. 3.9 – Posição da ponta de corrente no circuito.

Na medição de tensão, o osciloscópio também foi colocado distante do arranjo, apoiado na altura da borda da cuba, fora desta. Duas pontas de prova de tensão foram usadas, dispostas de forma a medir a elevação de potencial da malha em dois pontos distintos. A medição em dois pontos garante a aplicabilidade da técnica descrita em [45], denominada método do deslocamento oblíquo (MDO). No entanto, a abordagem utilizada nesta dissertação envolve um caso particular do MDO, fundamentada na condição onde uma única onda de corrente é injetada no aterramento, e as GPR para ambos os pontos de interesse são obtidas simultaneamente. Essa consideração permite que a elevação máxima de potencial da malha seja obtida sem a necessidade do cálculo intermediário da impedância transitória, como geralmente é feito. A seguir, são discutidas as considerações necessárias a essa abordagem.

Para se aplicar o MDO diretamente nas elevações de potencial medidas, de forma a obter a máxima elevação de potencial da malha, algumas restrições devem ser atendidas e algumas definições precisam ser apresentadas. A impedância transitória do aterramento $z_g(t)$ é definida pela Equação 3.5.

$$z_g(t) = \frac{v_{inf}(t)}{i(t)} \quad [3.5]$$

em 3.5, $v_{inf}(t)$ é a elevação de potencial da malha, medido em um ponto muito distante (terra remoto). $i(t)$ é a corrente que provoca a elevação de potencial medida, ou seja, a corrente injetada no aterramento.

Segundo Lima [45], a impedância transitória $z_g(t)$ pode ser determinada através da Equação 3.6, que recebe como entrada as impedâncias transitórias (z_{p1} e z_{p2}) obtidas através da medição de potencial em dois pontos (p_1 e p_2) distintos, Equação 3.7.

$$z_g(t) = \frac{z_{p1} \cdot d_1 - z_{p2} \cdot d_2}{d_1 - d_2} \quad [3.6]$$

$$z_{p1}(t) = \frac{v_{p1}(t)}{i_1(t)} \quad \text{e} \quad z_{p2}(t) = \frac{v_{p2}(t)}{i_2(t)} \quad [3.7]$$

onde, d_1 e d_2 são as distâncias, respectivamente, dos pontos p_1 e p_2 em relação a malha, $v_{p1}(t)$ e $v_{p2}(t)$ são as elevações de potencial da malha em relação aos pontos p_1 e p_2 , e $i_1(t)$ e $i_2(t)$ são as correntes injetadas no aterramento que deram origem às tensões $v_{p1}(t)$ e $v_{p2}(t)$, respectivamente. Se garantida a condição de colinearidade dos pontos de medição e do ponto de injeção de corrente, e um espaçamento entre os pontos tal que a elevação de potencial da malha seja sensível a variação espacial dos eletrodos auxiliares de tensão, as Equações 3.5 e 3.6 tornam-se equivalentes.

No entanto, se considerarmos um caso particular dessa formulação, onde as correntes $i_1(t)$ e $i_2(t)$ são iguais, podemos substituir o uso das impedâncias $z_{p1}(t)$ e $z_{p2}(t)$ na equação 3.6 diretamente pelas elevações de potencial $v_{p1}(t)$ e $v_{p2}(t)$. Com isso obtemos não mais a impedância transitória do aterramento $z_g(t)$, e sim a elevação de potencial total da malha, $v_{inf}(t)$, ou, como é popularmente nomeada, GPR. A Equação 3.6 pode então ser adaptada para uma nova forma, mostrada na Equação 3.8.

$$v_{inf}(t) = \frac{v_{p1} \cdot d_1 - v_{p2} \cdot d_2}{d_1 - d_2} \quad [3.8]$$

O uso dessa formulação requer cuidados, visto que é necessário garantir que as correntes injetadas no aterramento durante as medições da elevação de potencial nos pontos de interesse sejam iguais. Uma das formas de se garantir isso é realizar a medição simultânea da elevação de potencial em ambos os pontos. Essa técnica foi adotada na medição da elevação de potencial no modelo reduzido, e um desenho esquemático do arranjo pode ser visualizado na Fig. 3.10.

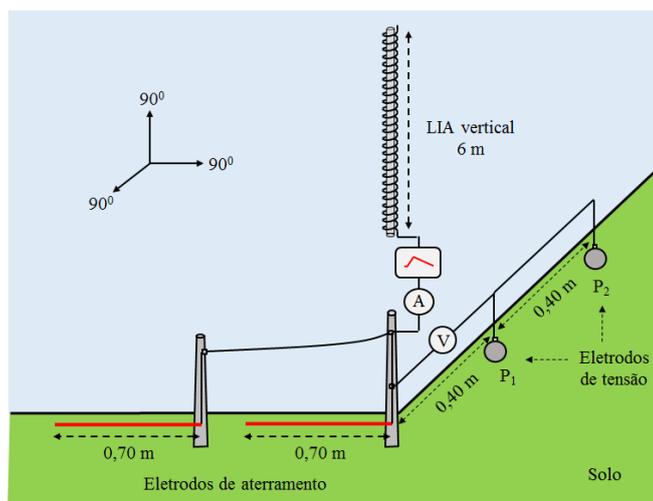


Fig. 3.10 – Desenho esquemático do circuito de medição de tensão.

O ‘terra’ do osciloscópio foi referenciado no aterramento em teste, as pontas de prova foram conectadas a pequenos eletrodos esféricos, de forma a garantir o contato com o solo na posição necessária para a aplicação do MDO. Os eletrodos auxiliares de tensão foram instalados a 0,4 m e 0,8 m (p_1 e p_2 , respectivamente), em uma reta perpendicular aos eletrodos de aterramento. O acoplamento entre os circuitos de medição pode ser desprezado, uma vez que o canal de descarga, o circuito auxiliar de tensão e a malha de aterramento foram dispostos perpendicularmente entre si. A Fig. 3.11 descreve de forma ilustrativa o arranjo completo, adotado na validação da nova malha de aterramento.

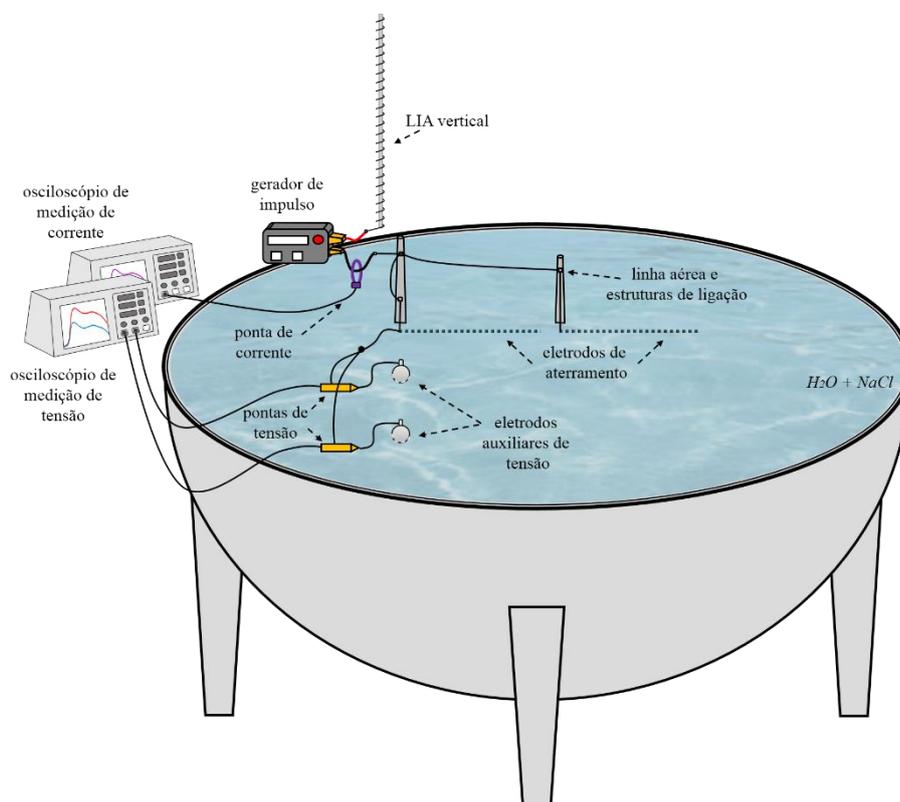


Fig. 3.11 – Esboço da montagem final do arranjo em modelo reduzido.

3.8. Considerações Finais

Neste capítulo foram apresentados os detalhes a respeito do modelo reduzido utilizado na validação da nova malha de aterramento apresentada no Capítulo 2. Foram discutidas as características e os fundamentos do modelo, de forma a dar subsídios ao entendimento dos resultados apresentados no próximo capítulo. Foram feitas considerações a respeito das limitações do modelo reduzido, principalmente no que se refere à representação do solo e da interferência das paredes da cuba. Foi também proposta a adaptação da formulação do método do deslocamento oblíquo MDO, sendo apresentadas as definições de um caso particular que permite obter os valores da GPR utilizando a elevação de potencial da malha medida em dois pontos distintos e colineares ao ponto de injeção de corrente.

O arranjo em modelo reduzido foi construído conforme descrito neste capítulo, as metodologias de medição foram aplicadas e os resultados obtidos são mostrados a seguir, no Capítulo 4.

IV

MEDIÇÕES REALIZADAS NO MODELO REDUZIDO

4.1. Introdução

As medições realizadas no modelo reduzido apresentado no Capítulo 3 foram divididas em dois grupos. Em cada grupo de medição, os três casos apresentados na Fig. 3.7 são analisados através da comparação dos oscilogramas com as curvas de simulação, onde se utilizou o método de cálculo descrito em [31]. Desta forma, é possível verificar, sobretudo, a validade do modelo matemático de cálculo da resposta do aterramento e a eficácia do arranjo de aterramento proposto em [19].

No primeiro grupo de medições, é apresentada a análise de desempenho das malhas de aterramento para a condição onde a resistividade do solo foi controlada para representar um arranjo onde não ocorrem os efeitos do comprimento efetivo. No segundo grupo de medições, o desempenho do aterramento é analisado para os casos onde o comprimento efetivo é dominante na resposta do aterramento, sendo possível avaliar os ganhos do novo arranjo. O estudo do aterramento para as duas condições favorece a validação do método de cálculo, além de expressar, também, as condições de variação sazonal dos parâmetros do solo.

4.2. Medições Realizadas

4.2.1. Medições sem a dominância do comprimento efetivo

No primeiro grupo de medições, a água, após tratamento químico, teve a resistividade medida em $22 \Omega\text{m}$, e a permissividade elétrica relativa foi estimada como sendo 80. Todavia, como discutido no Capítulo 3, é importante ressaltar que não apenas as características do solo presente na cuba devem ser consideradas. No modelo reduzido, a parede metálica do tanque atua como um segundo meio, com parâmetros elétricos muito distintos daqueles do solo que envolve os eletrodos de aterramento.

A cuba é feita em aço inox, e, portanto, possui resistividade elétrica da ordem de $10^{-6} \Omega\text{m}$, fazendo com que a resistividade aparente do arranjo seja modificada para um valor correspondente à combinação de duas camadas com características distintas. Além disso, a resistividade aparente em um solo estratificado varia com a frequência, pois a profundidade de penetração das ondas eletromagnéticas no meio é função desta. Nesse caso, o método de cálculo deve levar em

consideração essa variação, garantindo que em cada frequência a resistividade aparente corresponda ao valor equivalente da contribuição das resistividades de cada camada na atenuação das ondas eletromagnéticas presentes nos dois meios.

Paulino *et al.* apresentaram, em [9], uma expressão para o cálculo da resistividade equivalente em um solo de duas camadas, onde, a partir de uma frequência representativa do fenômeno solicitante, a resistividade aparente é obtida. O método de cálculo apresentado em [9] foi proposto e aplicado no cálculo de tensões induzidas em linhas de transmissão, e a formulação do método contém premissas baseadas nessa aplicação. Entretanto, por se tratar de um método analítico e de fácil aplicação no modelo de cálculo adotado para representar o aterramento, e, ainda, por sua aplicação ter levado a resultados coerentes com as medições obtidas, o método de cálculo apresentado em [9] foi adotado. Vale ressaltar, porém, que a validade de aplicação do método necessita de maiores investigações, de forma a garantir que as condições propostas no modelo representem as condições encontradas no arranjo de aterramento estudado.

A frequência representativa é baseada nas características da onda de corrente do modelo reduzido. E. F. Vance propôs uma aproximação, citada por Hoidalem [63], para o cálculo dessa frequência. A Equação 4.1, proposta por Vance, é descrita a seguir.

$$f_r = \frac{1}{4t_f} \quad [\text{Hz}] \quad [4.1]$$

onde, f_r é a frequência representativa da onda e t_f é o tempo de frente da onda de corrente adotada no modelo. O tempo de frente da onda de corrente é de 150 ns. Com isso, a frequência representativa para essa forma de onda é de 1,7 MHz, aproximadamente. Assim, aplicando o método de cálculo descrito em [9], a resistividade equivalente foi calculada como sendo igual a 11 Ωm , considerando o arranjo composto por uma camada de resistividade igual a 22 Ωm e altura de 1,5 m, e a segunda camada com resistividade igual a 10^{-6} Ωm . Desta forma, as medições e simulações para o primeiro grupo de resultados foram obtidas para a resistividade equivalente de 11 Ωm e permissividade elétrica relativa igual a 80.

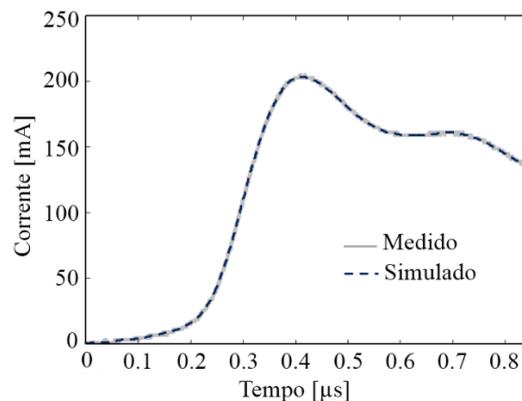


Fig. 4.1 – Formas de onda, medida e simulada, da corrente de solicitação injetada no aterramento.

As formas de onda da corrente medida e simulada são mostradas na Fig. 4.1, comprovando a excelente correlação entre elas. Esse aspecto é fundamental para as simulações computacionais da GPR, uma vez que a onda de corrente é a fonte primária de todos os demais efeitos. A onda adotada na simulação foi obtida através do pós-processamento dos dados da corrente medida, utilizando uma adaptação da metodologia descrita por Assunção [44].

A medição da elevação de potencial da malha de aterramento para a aplicação do método de deslocamento oblíquo (MDO) foi realizada conforme descrito na seção 3.7.2. Na Fig. 4.2, é possível observar as curvas da elevação de potencial da malha para os pontos p_1 e p_2 , distantes da malha de aterramento 0,4 m e 0,8 m, respectivamente, para a configuração de aterramento do caso A (arranjo convencional). É mostrado também a curva para a GPR, resultante da aplicação da Equação 3.8.

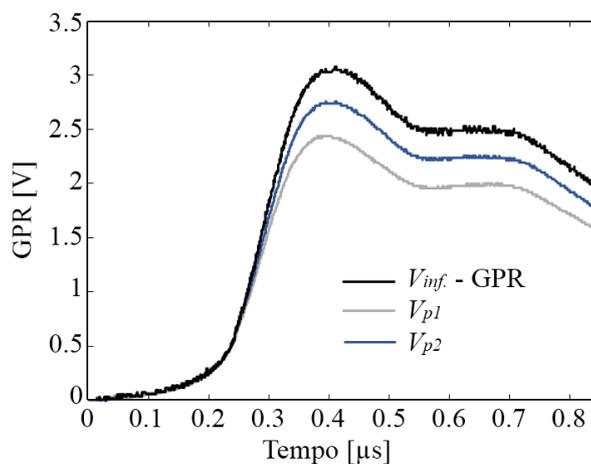


Fig. 4.2 – Curvas das elevações de potencial da malha utilizadas no MDO, caso A do primeiro grupo de medições.

O MDO é utilizado em todos os casos analisados, (A, B e C), sendo negligenciada a apresentação dos demais casos por se tratar apenas do mecanismo utilizado na obtenção da GPR, não contribuindo para a comparação de desempenho das malhas de aterramento.

A Fig. 4.3 apresenta as curvas das GPR medidas e simuladas para os casos A, B e C. É possível observar que, nas condições descritas, o arranjo de aterramento não apresentou resposta característica aos efeitos do comprimento efetivo. Isso fica evidente ao se comparar os valores de pico das curvas, pois dobrar o comprimento do eletrodo de aterramento do caso A fez com que o valor de pico da GPR fosse significativamente reduzido (ver curva do caso B).

É importante notar que, nessa condição, a redução na GPR obtida com a aplicação dos casos B e C, quando comparados ao caso A, são muito semelhantes. Ou seja, para a condição onde a característica do aterramento não provoca o surgimento do comprimento efetivo, os arranjos B e C possuem desempenho equivalente. Na condição estudada, esses casos representam uma redução de aproximadamente 35% no valor de pico, quando comparados com o caso A.

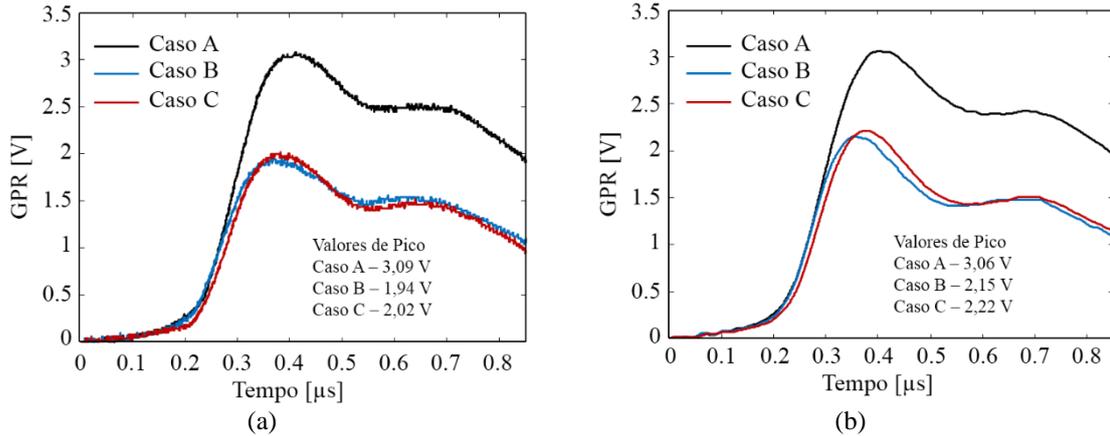


Fig. 4.3 – GPR para os casos A, B e C, $\rho_{eq} = 11 \Omega m$. (a) curvas medidas, (b) curvas simuladas.

Ainda em relação a Fig. 4.3, é possível verificar que o modelo de simulação adotado na representação do fenômeno é satisfatório, apresentando amplitudes e forma de onda muito semelhantes às das curvas obtidas nas medições realizadas em modelo reduzido. Para fundamentar a análise, a comparação individual de cada um dos casos é mostrada a seguir. A Fig. 4.4, Fig. 4.5 e a Fig. 4.6 mostram, respectivamente, a comparação entre as curvas medidas (linha contínua) e simuladas (linha pontilhada) para os casos A, B e C.

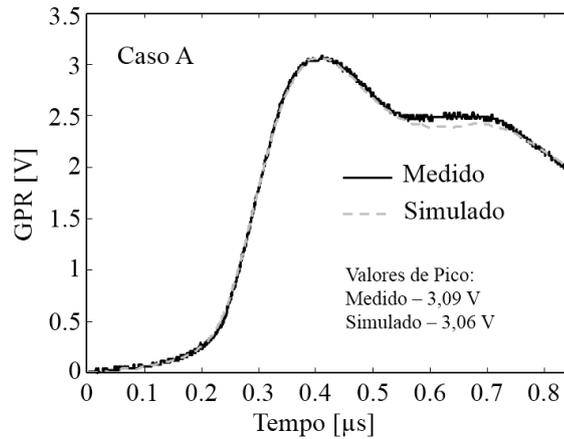


Fig. 4.4 – Curvas da GPR medida e simulada, caso A, $\rho_{eq} = 11 \Omega m$.

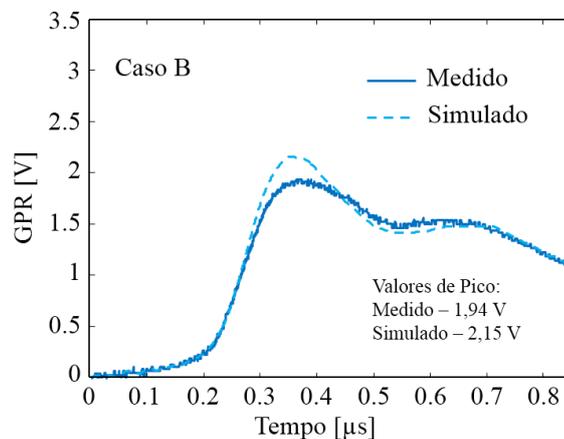


Fig. 4.5 – Curvas da GPR medida e simulada, caso B, $\rho_{eq} = 11 \Omega m$.

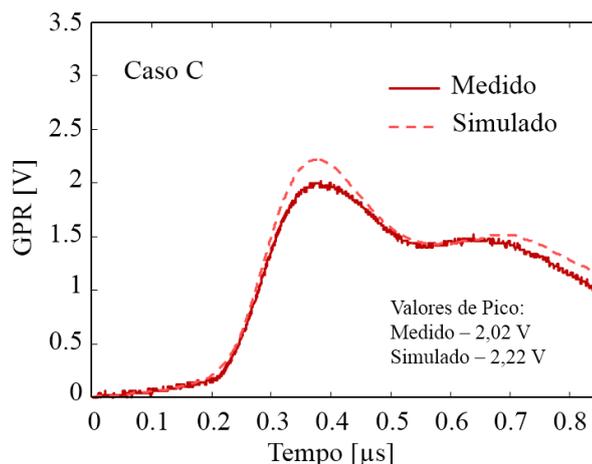


Fig. 4.6 – Curvas da GPR medida e simulada, caso C, $\rho_{eq} = 11 \Omega m$.

Entre os arranjos analisados, o caso A apresentou maior semelhança entre as curvas da GPR medida e simulada. A Fig. 4.4 mostra boa concordância nos tempos de frente das ondas, nos picos e nas caudas, sendo o desvio entre medição e simulação de aproximadamente 1% para o valor de pico. As curvas para os casos B e C apresentaram também boa concordância nos tempos de frente e nas caudas, havendo, porém, maior desvio nos valores de pico, aproximadamente 10% para os dois casos. Apesar dos desvios nos valores de pico para os casos B e C, é possível afirmar que o método de cálculo se apresentou como uma ferramenta capaz de modelar os três arranjos de aterramento estudados, inserindo com fidelidade aspectos característicos de cada um deles. No entanto, para garantir maior generalidade à validação do modelo, se faz necessário novas comparações com a condição onde os arranjos de aterramento estão submetidos aos efeitos do comprimento efetivo. A próxima seção apresenta os resultados para os arranjos nessa condição.

4.2.2. Medições com a dominância do comprimento efetivo

Para o segundo grupo de medições, o solo foi novamente representado por um grande volume de água tratada. A resistividade foi medida em $2,3 \Omega m$, após a adição de uma grande quantidade de *Cloreto de Sódio*. A permissividade elétrica relativa foi estimada como sendo 80. Assim como discutido na seção anterior, a parede do tanque metálico tem influência sobre as características do solo, representando a segunda camada de um solo estratificado. No entanto, a interferência provocada pela presença da parede da cuba diminui à medida em que a resistividade do solo contido no tanque se reduz. A mesma metodologia aplicada na seção anterior foi adotada, a fim de se obter os parâmetros equivalentes para o solo do novo arranjo. A resistividade aparente para o modelo foi calculada como sendo $2,24 \Omega m$ e a permissividade relativa permanece inalterada.

A forma de onda da corrente de solicitação para o segundo grupo de medições é mostrada na Fig. 4.7. Nela é possível verificar o oscilograma de medição e a corrente simulada (utilizada como parâmetro de entrada para as simulações das GPR). Assim como no primeiro grupo de medição, a onda foi simulada a partir do pós-processamento da corrente medida, aplicando a metodologia descrita em [44].

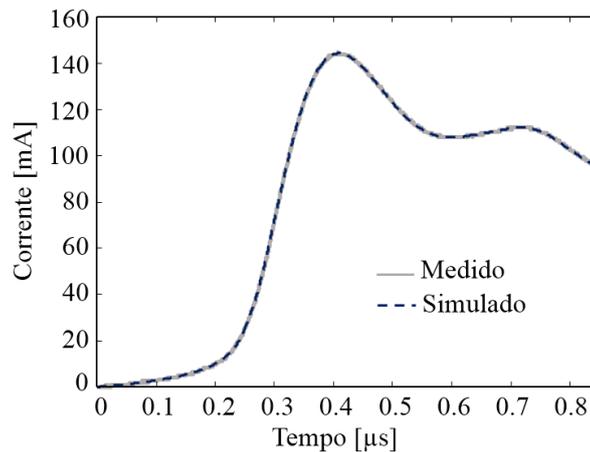


Fig. 4.7 – Forma de onda da corrente de solicitação do segundo grupo de medições.

O método do deslocamento oblíquo foi novamente adotado nas medições da elevação de potencial das malhas de aterramento. A Fig. 4.8 mostra as curvas da elevação de potencial da malha para os pontos p_1 e p_2 , distantes da malha de aterramento 0,4 m e 0,8 m, respectivamente, para a configuração de aterramento do caso A. É mostrado também a curva para a GPR resultante da aplicação da equação 3.8.

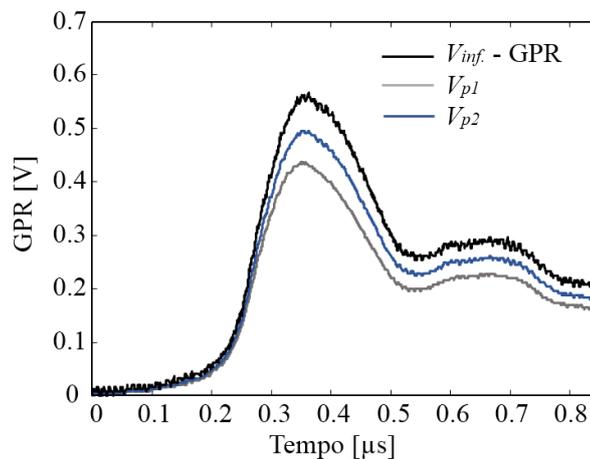


Fig. 4.8 – Curvas das elevações de potencial da malha utilizadas no MDO, caso A do segundo grupo de medições.

A Fig. 4.9 apresenta as curvas das GPR medidas e simuladas para os casos A, B e C, considerando as condições de solo do segundo grupo de medições. Ao se analisar as curvas para os casos A e B, fica evidente os efeitos do comprimento efetivo na resposta do aterramento, visto que dobrar o comprimento do eletrodo (caso B) resultou numa redução pequena do valor de pico da GPR, quando comparado ao caso A. Essa condição mostra a limitação dos efeitos do comprimento efetivo no projeto de novos aterramentos, ficando claro que arranjos convencionais, quando submetidos a fenômenos de sollicitação rápidos e em características específicas de solo, por si só, são incapazes de melhorar o desempenho da proteção do sistema de transmissão de energia, ainda que os eletrodos de aterramento sejam aumentados indefinidamente.

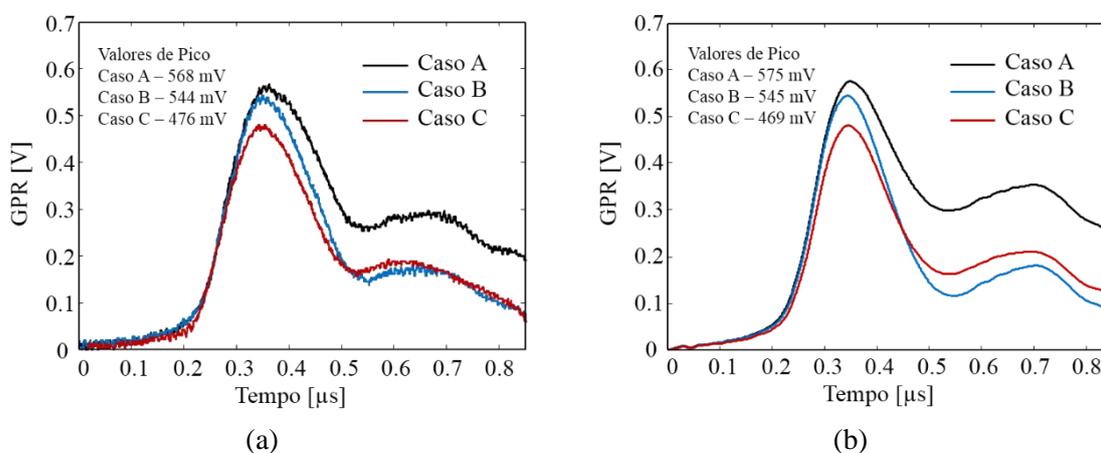


Fig. 4.9 – GPR para os casos A, B e C, $\rho_{eq} = 2,24 \Omega m$. (a) curvas medidas, (b) curvas simuladas.

O arranjo inovador, caso C, se mostra como uma alternativa interessante nessa condição. Assim como apresentado nas simulações do Capítulo 2, mesmo quando a resposta do aterramento está sob os efeitos do comprimento efetivo, o caso C é capaz de reduzir os valores de pico da GPR. A Fig. 4.9 evidencia essa redução, onde é possível notar que o valor de pico da GPR para o caso C, nas curvas medidas, é 16,2% menor que o valor de pico para o caso A. Uma resposta similar foi obtida com as curvas simuladas, onde se observa uma redução de 18% no valor de pico do caso C em relação ao caso A.

Apesar de representar uma redução menor que nas simulações apresentadas no Capítulo 2, esse resultado é compreensível e caracteriza uma condição limite do comportamento eletromagnético dos arranjos. À medida em que a resistividade se reduz, as GPR dos arranjos de aterramento representativos aos casos A, B e C tendem a se aproximar, se tornando idênticas para o caso onde a resistividade do solo é igual a zero. Para atender ao fator de escala, a resistividade do solo utilizado no modelo necessitou ser fortemente reduzida, fazendo com que a resposta do aterramento fosse influenciada pelo efeito dessa redução. A fim de se verificar essa afirmação e garantir a possibilidade

de comparação direta com as simulações apresentadas no Capítulo 2, dois conjuntos de simulações são apresentados na Fig. 4.10. Em (a) é apresentada a simulação das curvas da GPR para os casos A, B e C, considerando as dimensões corrigidas pelo fator de escala, isto é, a representação nas dimensões reais do arranjo, sendo adotada a forma de onda típica de primeira corrente de descarga para representar a corrente de solicitação. Em (b) são apresentadas as curvas de variação da impedância impulsiva para os casos A, B e C em relação ao aumento da resistividade do solo, considerando o comprimento base dos eletrodos como sendo igual a 90 m, gráfico retirado de [64].

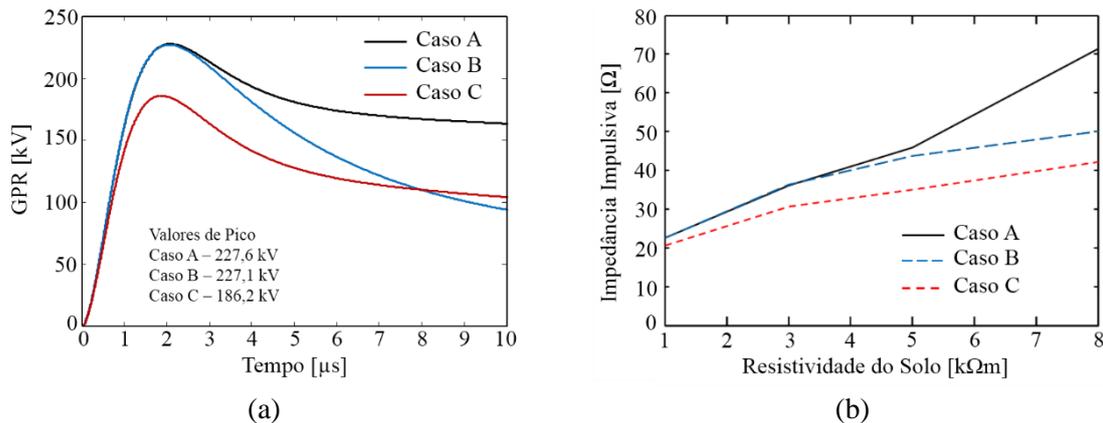


Fig. 4.10 – Curvas de simulação dos casos A, B e C. (a) GPR dos arranjos utilizados no modelo reduzido, após conversão para escala real, (b) Variação da impedância impulsiva com a resistividade do solo, retirado de [64].

Na Fig. 4.10(a) é possível observar um comportamento muito semelhante ao obtido nas medições em modelo reduzido, principalmente quando se analisa o desempenho dos arranjos do caso A e do caso C. Nessa condição, observa-se uma redução no valor de pico da GPR de aproximadamente 18%; valor relativamente próximo dos 16,2% obtidos nas curvas medidas e igual aos 18% obtidos nas curvas simuladas utilizando os parâmetros e a forma de onda de corrente do modelo reduzido. Além disso, a análise das curvas da Fig. 4.10(b), adaptada de [64], evidenciam a tendência de aproximação das curvas de impedância impulsiva dos casos A, B e C com a redução da resistividade. Esses fatores explicam, portanto, o desempenho menor observado para o arranjo do caso C em comparação com o desempenho previsto nas simulações do Capítulo 2, visto que as resistividades utilizadas no modelo são significativamente menores que as utilizadas nas simulações do Capítulo 2. Por outro lado, a Fig. 4.10(b) também evidencia que a solução analisada (caso C) é tão mais adequada do que a solução convencional (caso A) quanto maior for a resistividade do solo, fato que reitera a justificativa apresentada para o desempenho obtido em maiores resistividades.

As análises apresentadas até agora nos permitem duas importantes inferências: *i*) o novo arranjo de aterramento (caso C) é eficaz na redução do valor de pico da GPR, contornando e reduzindo os impactos provocados pelo comprimento efetivo, *ii*) o modelo de cálculo adotado na representação do

arranjo de aterramento é uma boa aproximação para o fenômeno, permitindo representar de maneira adequada a resposta do aterramento quando submetido a solicitações rápidas.

Em relação à primeira inferência, os resultados de medição apresentados na Fig. 4.9(a) não deixam dúvidas da efetividade do novo arranjo de aterramento, promovendo a redução do valor de pico da GPR mesmo quando o aumento do comprimento do eletrodo já não era capaz de contribuir com essa redução. Em relação a segunda inferência, a comparação caso a caso do primeiro grupo de medições mostrou que o modelo é coerente, tanto na forma de onda quanto nas amplitudes, levando a pequenos desvios em relação aos valores medidos. A Fig. 4.11, Fig. 4.12 e a Fig. 4.13, apresentadas a seguir, dão subsídio à essa inferência. Nelas é possível observar, como no grupo de medições anterior, a comparação caso a caso das GPR medidas e simuladas para o segundo grupo de medições.

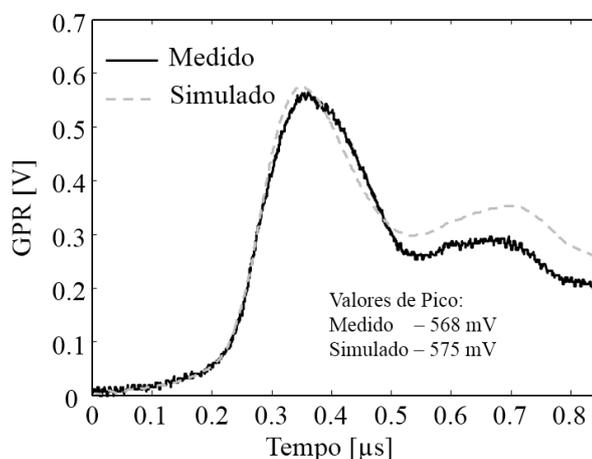


Fig. 4.11 – Curvas da GPR medida e simulada, caso A, $\rho_{eq} = 2,24 \Omega m$.

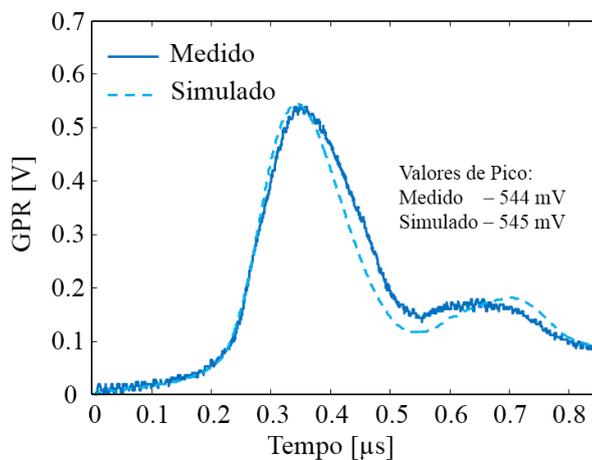


Fig. 4.12 – Curvas da GPR medida e simulada, caso B, $\rho_{eq} = 2,24 \Omega m$.

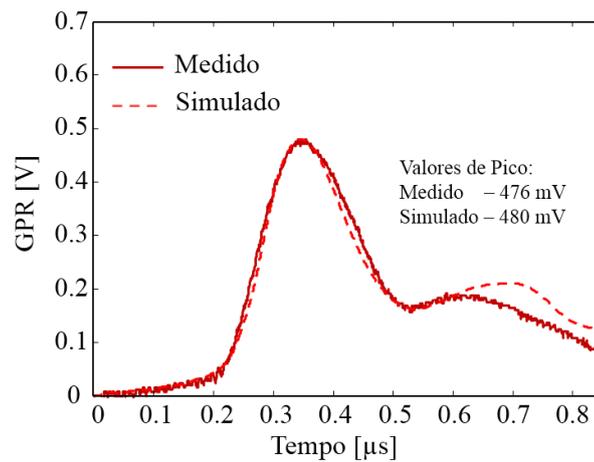


Fig. 4.13 – Curvas da GPR medida e simulada, caso C, $\rho_{eq} = 2,24 \Omega m$.

Ao se observar as comparações caso a caso do segundo grupo de medições, nota-se boa semelhança entre as curvas medidas e simuladas para os três arranjos de aterramento analisados. A correlação das formas de onda é boa e os maiores desvios são encontrados nas caudas, principalmente em tempos maiores que o tempo de reflexão das ondas no canal. É possível notar que para todos os casos houve boa aproximação dos valores de pico, sendo as diferenças percentuais aproximadamente 2%, 1% e 1% para os casos A, B e C, respectivamente. Baseado nessas análises é possível afirmar que o método de cálculo utilizado se mostrou como uma ferramenta capaz de modelar os arranjos de aterramento estudados, permitindo ser utilizada para novos projetos de malhas de aterramento de torres de linhas de transmissão.

4.3. Considerações Finais

Neste capítulo foram apresentados os resultados obtidos no modelo reduzido criado para a validação de uma malha de aterramento inovadora. Os resultados foram usados para validar a metodologia de cálculo empregada nas simulações desse tipo de arranjo. Além disso, os resultados em modelo reduzido permitiram verificar o desempenho da nova malha de aterramento, mostrando que esta tem desempenho superior aos arranjos clássicos, quando submetidos aos efeitos provocados pelo comprimento efetivo. Os resultados obtidos neste capítulo reiteram o potencial dos métodos de medição utilizados, que são baseados em circuitos auxiliares de tensão e corrente de pequeno comprimento. Além disso, a formulação usada na aplicação do método de deslocamento oblíquo, onde as curvas de tensão substituem a impedância transitória, apresentada no capítulo anterior, se mostrou assertiva.

De forma complementar à validação apresentada, um estudo em escala real será descrito nos dois próximos capítulos, sendo o primeiro dedicado à descrição do modelo e o segundo aos resultados.

DESCRIÇÃO DO MODELO EM ESCALA REAL

5.1. Introdução

Neste capítulo, é apresentada a descrição do modelo em escala real adotado na simulação analógica do arranjo de aterramento estudado. São apresentados e discutidos alguns aspectos como as características do solo, as dimensões do modelo, os equipamentos e as técnicas de medição. Desta forma, este capítulo se propõe a dar suporte à descrição metodológica das medições, levando o leitor a um melhor entendimento dos resultados extraídos do modelo.

Para este capítulo, comparativamente ao Capítulo 3, onde foram discutidos os aspectos do modelo reduzido, a análise das condições limites que envolvem os fenômenos eletromagnéticos pode ser simplificada, visto que um modelo em escala real possui, tal como construído, a representação direta dos fenômenos que ocorrem nos arranjos de aterramento de torres de LT. A definição das características do modelo, nesse caso, parte de critérios de projeto similares aos utilizados no projeto de malhas de aterramento de torres. Por essa razão, as primeiras considerações a respeito do modelo estão fundamentadas nas características do solo que receberá os eletrodos de aterramento.

5.2. Características do Solo

O projeto de novas malhas tem como fundamento inicial o estudo das características do solo na região de instalação do aterramento. De forma a garantir fácil acesso à estrutura e aos equipamentos disponíveis no LEAT, a região de construção da malha foi definida nas proximidades do laboratório, sem que, no entanto, os sistemas de aterramento já existentes interferissem na resposta da malha a ser testada. A região escolhida é frequentemente utilizada para ensaios elétricos diversos, de forma que alguns trabalhos já realizados no LEAT, como [65], apresentam o levantamento das características do solo naquela região. O trabalho [65] aponta valores de resistividade aparente variando entre 58 Ωm e 695 Ωm , obtidos a partir da medição da resistência de malhas de aterramento com geometrias conhecidas, ao longo de todas as estações do ano, garantindo, assim, representatividade mesmo nas condições de variação sazonal das características do solo.

Para se determinar o valor exato da resistividade aparente do solo, foi medida a resistência de um eletrodo horizontal com geometria conhecida. O valor de resistência obtido foi convertido para o valor de resistividade aparente através da expressão analítica da resistência de aterramento de um eletrodo horizontal. A medição foi realizada no início do mês de março, época de grande concentração de chuvas e na qual a umidade do solo é elevada. Nessas condições, a resistividade aparente medida foi de $67 \Omega\text{m}$, e a permissividade elétrica relativa foi estimada como sendo 50, em razão da concentração de umidade presente no solo. Esse valor de resistividade está dentro da faixa de valores históricos apresentados em [65].

Tomando como base esses parâmetros para o solo, as dimensões do modelo em escala real podem ser projetadas de forma a representar os fenômenos a serem estudados. A próxima seção descreve as dimensões do modelo, essencialmente fundamentada no comprimento dos eletrodos necessários à observação dos efeitos do comprimento efetivo.

5.3. As Dimensões do Modelo

Um dos critérios de projeto de malhas de aterramento de torres de LT é o comprimento dos cabos contrapeso. O valor do comprimento a ser usado é fortemente dependente da resistividade do solo e das características da onda de corrente de solicitação, como já discutido anteriormente nessa dissertação. Nesse sentido, considerando que o modelo adotado deve representar as condições favoráveis à ocorrência dos fenômenos provocados pelo comprimento efetivo, e considerando a forma de onda típica de primeira corrente de descarga como sendo a representação para a onda de corrente de uma descarga atmosférica real, tem-se que, para a resistividade medida, o comprimento necessário deve ser maior do que 15 m, como mostra a Fig. 5.1.

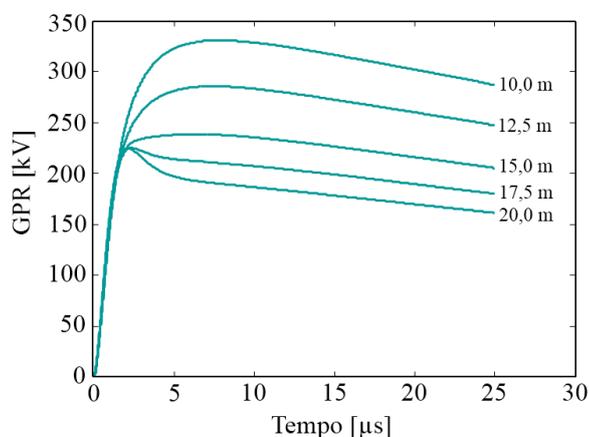


Fig. 5.1 – Curvas das GPR para diferentes comprimentos de eletrodos, $\rho = 67 \Omega\text{m}$ e $\epsilon_r = 10$, forma de onda típica de primeira corrente de descarga. Curvas obtidas por meio de simulação.

Tomando como referência as curvas da GPR apresentadas na Fig. 5.1, definiu-se o comprimento de 18 m para o eletrodo base das análises, isto é, o trecho representativo à malha de aterramento convencional. Foi utilizada uma cordoalha de aço zincada de 50 mm² como eletrodo de aterramento, enterrada a uma profundidade de 0,2 m, valores comumente adotados no aterramento de torres de linhas de transmissão. A Fig. 5.2 apresenta a imagem de um trecho do arranjo de aterramento construído, evidenciando a cordoalha utilizada e a profundidade do eletrodo.



Fig. 5.2 – Imagem de um trecho do aterramento evidenciando a cordoalha utilizada e a profundidade do eletrodo.

A partir das características listadas, foram montadas diferentes configurações de aterramento, dedicadas à avaliação de desempenho da nova malha e, comparativamente, dos arranjos de aterramento convencionais. A próxima seção é dedicada à descrição dessas configurações.

5.4. A Malha de Aterramento

Assim como no modelo reduzido, foi utilizada uma representação simplificada para a malha de aterramento, onde, no lugar de quatro cabos contrapeso, arranjo típico de aterramento de torres de transmissão (ver seção 2.2), um único contrapeso foi modelado para representar o arranjo convencional. Como apresentado na seção 2.6, essa simplificação é satisfatória na análise do aterramento, uma vez que a representação do arranjo completo (seção 2.6.3) mantém os mesmos efeitos obtidos nas simulações do arranjo simplificado (seção 2.6.1).

Foram utilizados eletrodos de 18 m de comprimento para compor as diferentes configurações da malha de aterramento em estudo. Desta forma, foi possível verificar a resposta do aterramento para

as três diferentes configurações, casos A, B e C, apresentadas nas simulações do Capítulo 2. Adicionalmente, duas variações do caso C foram estudadas, de tal modo a se identificar o melhor rendimento para as diferentes formas de montagem do novo arranjo de aterramento. Uma das variações, resultado de pequenas alterações no arranjo do caso C, é denominada caso C₁. Nessa variação o seccionamento das malhas de aterramento deixou de existir, dando lugar a um único eletrodo, mantendo a conexão da linha aérea no ponto localizado na metade do comprimento total deste (ver Fig. 5.4). A segunda modificação, denominada caso C₂, teve como foco a flexibilização da nova malha de aterramento, permitindo a sua instalação nas regiões em que a utilização de um trecho de linha aérea abaixo dos condutores da linha não fosse possível. Esse é o caso, por exemplo, das regiões de transposição de rodovias e estradas, ou mesmo em vãos com grande variação da catenária dos cabos, onde, nesse caso, a existência de condutores aterrados próximos à linha poderia comprometer o isolamento das fases. Na Fig. 5.3, Fig. 5.4 e na Fig. 5.5, é possível verificar alguns detalhes dos arranjos analisados. Na Fig. 5.6, é apresentada a comparação das variações do caso C, considerando o arranjo de aterramento completo.

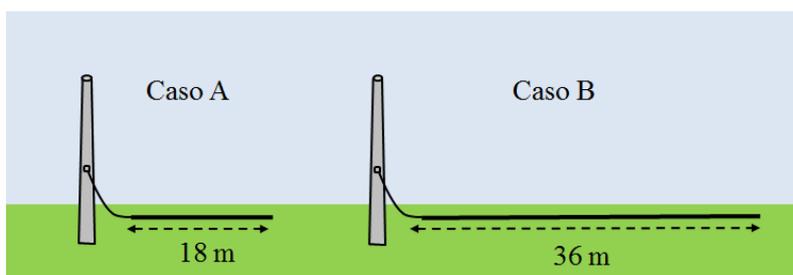


Fig. 5.3 – Desenho representativo para as configurações das malhas dos casos A e B.

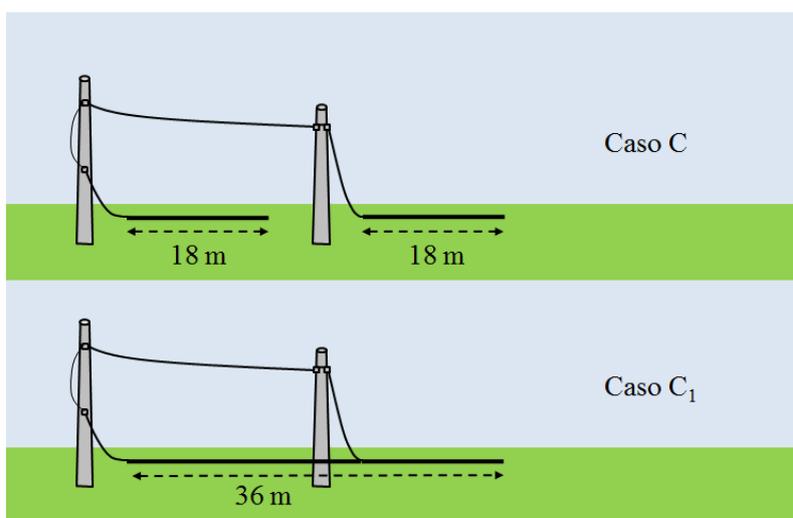


Fig. 5.4 – Desenho representativo para as configurações das malhas dos casos C e C₁.

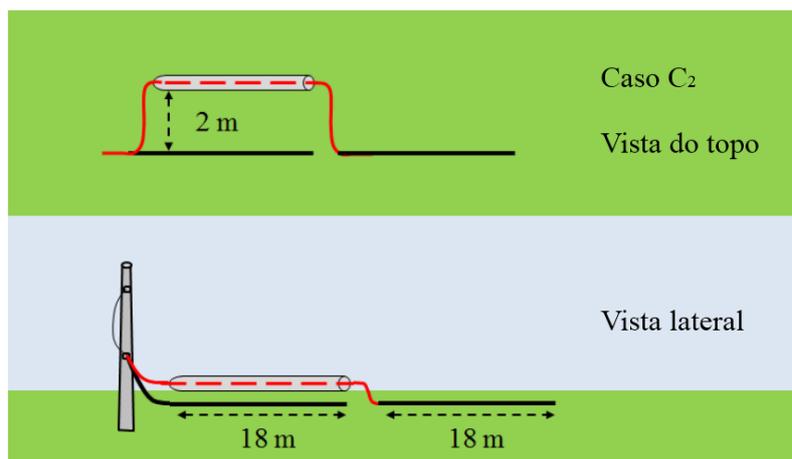


Fig. 5.5 – Desenho representativo para a configuração da malha do caso C₂.

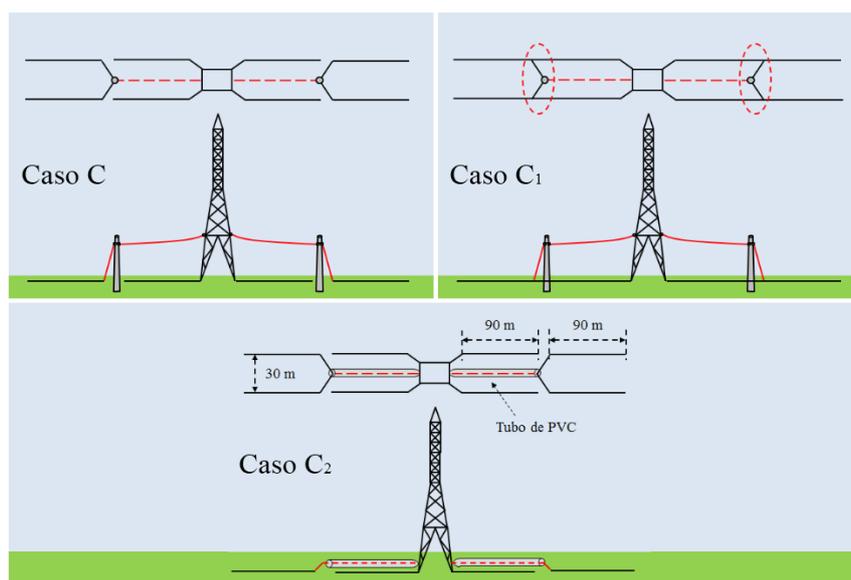


Fig. 5.6 – Comparação dos arranjos de aplicação prática dos aterramentos dos casos C, C₁ e C₂.

Como mostrado na Fig. 5.5, o caso C₂, na forma como foi proposto, consiste na substituição do trecho de linha aérea, destinado à interligação das malhas de aterramento, por um condutor disposto dentro de um duto de PVC enterrado no solo. No entanto, para o arranjo de testes construído no LEAT, o duto de PVC não foi enterrado. Nesse caso, a conexão das malhas foi feita pela passagem de um fio condutor dentro de um duto corrugado disposto sobre a superfície do solo, espaçado de uma distância de 2 m da malha. Vale ser ressaltado que essa configuração foi escolhida pois simplifica o estudo, uma vez que são necessárias investigações mais profundas a respeito das diferenças de potencial que surgirão do solo para o condutor, colocando sob estresse as paredes do PVC.

Os casos A, B, C e as variações do caso C foram montadas nas proximidades do LEAT. A seguir são apresentadas algumas fotos do arranjo, nas Figs. 5.7 a 5.10.

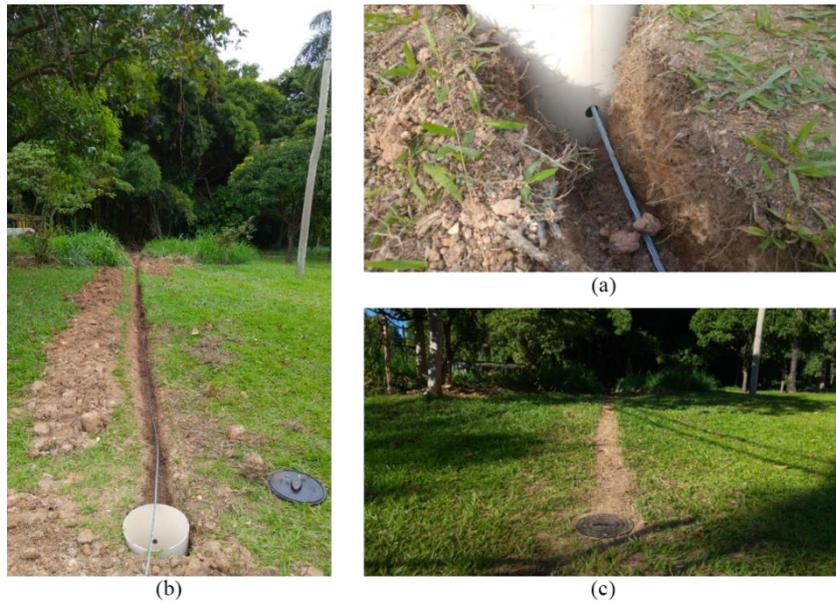


Fig. 5.7 – Detalhes da etapa de construção da malha de aterramento: (a) saída da cordoalha da caixa de inspeção, (b) disposição da malha no terreno e (c) localização da malha.



Fig. 5.8 – Fotografia do arranjo de testes montado no LEAT.



Fig. 5.9 – Terminação da linha aérea utilizada no caso C, evidenciando a conexão ao segundo trecho da malha de aterramento.



Fig. 5.10 – Arranjo de medição evidenciando a montagem do caso C₂.

Da Fig. 5.7 à Fig. 5.10 é possível visualizar os arranjos de aterramento conforme construídos no campo de testes. A Fig. 5.9 mostra detalhes da terminação da linha aérea utilizada no arranjo do caso C e a Fig. 5.10 evidencia a montagem adotada na representação do caso C₂. Na próxima seção, são descritos os equipamentos utilizados nos testes e as técnicas de medição adotadas.

5.5. Equipamentos e Técnicas de Medição

Uma das implicações inerentes ao estudo da malha de aterramento a partir de um modelo em escala real está na necessidade de se representar adequadamente não apenas o arranjo físico do modelo, mas também a corrente de descarga atmosférica. Nesse aspecto, os equipamentos de geração e medição necessários, assim como as técnicas de medição empregadas, devem levar em consideração as características da corrente.

5.5.1. Equipamentos

5.5.1.1. Geração:

Para a geração da onda de corrente foi utilizado um gerador de tensão impulsiva, portátil, com saída variável de 0 - 5 kV e forma de onda clássica $1,2 \times 50 \mu\text{s}$, montado pela equipe de pesquisadores do LEAT. O diagrama esquemático para o gerador é o mesmo apresentado na Fig. 3.5. A forma de onda de corrente obtida com o gerador é apresentada na Fig. 5.11, onde um dos oscilogramas de medição da malha de aterramento é mostrado.

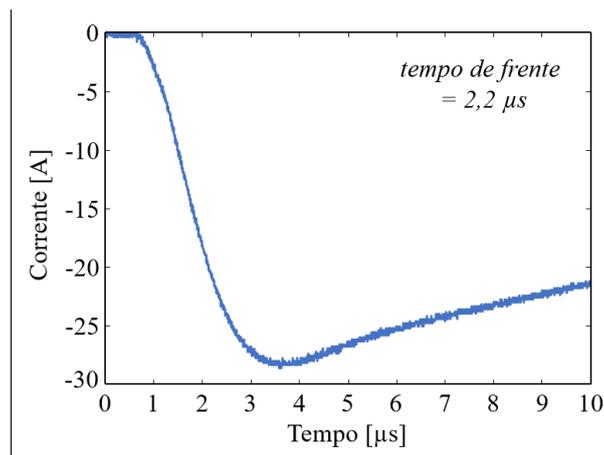


Fig. 5.11 – Forma de onda da corrente utilizada no modelo em escala real.

O tempo de frente foi calculado através da representação 30% - 90%, e corresponde a 2,2 μs , valor equivalente ao tempo de frente de ondas de descargas atmosféricas subsequentes.

5.5.1.2. Medição:

Como mostrado na subseção anterior, as ondas de corrente adotadas no modelo e, por consequência, as GPR, possuem tempos de frente na faixa de 2,2 μs , o que resulta em sinais com frequências representativas da ordem de 115 kHz (ver Equação 4.1). As características do gerador adotado e a impedância do circuito auxiliar de corrente são fatores limitantes para a amplitude das ondas de corrente geradas. Dessa maneira, as ondas injetadas no aterramento possuem amplitudes de aproximadamente 30 A, o que resulta em valores de elevação de potencial da malha, considerando a resistividade do solo e a geometria dos eletrodos, na faixa de algumas centenas de Volts. Baseado nisso, os equipamentos necessários ao sistema de medição podem ser devidamente definidos.

Os equipamentos adotados para a medição das correntes de solicitação do aterramento e das elevações de potencial de malha foram:

- 01 Osciloscópio;
- 01 Ponta de prova para medição de tensão;
- 01 Ponta de prova para medição de corrente.

O osciloscópio utilizado nas medições da malha real foi o mesmo utilizado no modelo reduzido, desta forma as características desse instrumento são aquelas da Tabela 3.3. A Tabela 5.1 e a Tabela 5.2 apresentam, respectivamente, as características da ponta de prova de tensão e da ponta de prova de corrente utilizadas.

- *Ponta de prova para medição de tensão*

Tabela 5.1– Características da ponta de prova de tensão.

<i>Parâmetro</i>	<i>Característica</i>
<i>Modelo</i>	<i>P6015A</i>
<i>Fabricante</i>	<i>TEKTRONIX</i>
<i>Banda de Passagem</i>	<i>DC a 75 MHz</i>
<i>Capacitância de Entrada</i>	<i><3 pF</i>
<i>Resistência de Entrada</i>	<i>100 MΩ</i>
<i>Atenuação</i>	<i>1000x</i>
<i>Tensão Máxima</i>	<i>40 kV (pico)</i>

- *Ponta de prova para medição de corrente*

Tabela 5.2 – Características da ponta de prova de corrente.

<i>Parâmetro</i>	<i>Característica</i>
<i>Modelo</i>	<i>4100</i>
<i>Fabricante</i>	<i>PEARSON</i>
<i>Banda de Passagem</i>	<i>145 Hz a 35 MHz</i>
<i>Sensibilidade</i>	<i>1 V/A</i>
<i>Corrente Máxima</i>	<i>500 A (pico)</i>

Como pode ser visto nas tabelas, as características de banda de passagem, sensibilidade e amplitude máxima de medição dos dispositivos atendem com folga às especificações para o modelo.

5.5.2. Técnicas de medição

Para a análise de desempenho das diferentes malhas de aterramento, as GPR foram medidas através da utilização de um arranjo convencional de medição de impedância, mostrado na Fig. 5.12. Um circuito auxiliar de tensão foi montado a uma distância de 20 m da malha de aterramento sob teste. Essa distância foi escolhida após a aplicação do MDO, onde constatou-se que a distância de 20 m era suficiente para a medição da GPR, ou seja, o eletrodo de potencial nessa distância se encontrava no “terra remoto”. Um circuito auxiliar de corrente foi utilizado, interligando uma das saídas do gerador de impulsos à um conjunto de 4 hastes, distantes 32 m do ponto de injeção de corrente na malha sob teste.

Um único osciloscópio foi utilizado para medição da elevação de potencial da malha e da corrente injetada no circuito, garantindo a correlação temporal das ondas medidas e permitindo que a impedância transitória pudesse também ser analisada para as diferentes medições. Com esse arranjo as malhas de aterramento foram variadas nos casos A, B, C e nas variantes de C, permitindo a medição e o levantamento dos dados de comparação entre os arranjos.

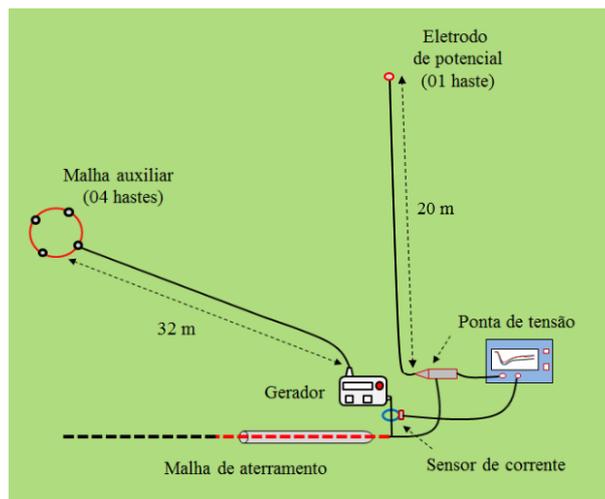


Fig. 5.12 – Esboço da montagem utilizada nas medições do arranjo de aterramento em escala real.

Se comparadas, a técnica utilizada nas medições em modelo reduzido e a utilizada no modelo em escala real apresentam uma clara divergência em relação ao circuito de injeção de corrente. Para o primeiro caso foi utilizado o dispositivo denominado LIA, arranjo que reduz enormemente o comprimento do circuito e carrega características mais próximas às de um canal de descarga real. Para o segundo caso, foi aplicado o arranjo clássico, que consiste na utilização de um conjunto de hastes auxiliares interligadas ao gerador através de um longo fio. Entretanto, apesar das diferenças construtivas, se garantida a distância mínima que evite o acoplamento entre a malha de corrente auxiliar e a malha em teste, as duas técnicas levam a resultados similares, podendo ser substituídas mutuamente nos arranjos montados, a depender das facilidades inerentes à utilização de cada uma delas.

5.6. Considerações Finais

Neste capítulo foram descritas algumas características da construção do arranjo de aterramento estudado, sendo estas características projetadas para corresponder às dimensões encontradas em torres de LT. Foram apresentadas informações a respeito do estudo das características do solo, da escolha do comprimento dos eletrodos, da descrição das geometrias e aspectos de montagem das malhas de aterramento e dos equipamentos e técnicas de medição. O modelo apresentado nesse capítulo possibilitou a realização de um grupo de medições capaz de descrever e subsidiar a análise de desempenho das malhas de aterramento estudadas, sendo estas medições e análises apresentadas no capítulo seguinte.

MEDIÇÕES REALIZADAS NO MODELO EM ESCALA REAL

6.1. Introdução

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos com as simulações analógicas no modelo em escala real. Os casos A, B e C, (incluindo as variantes C₁ e C₂), descritos no Capítulo 5 e rerepresentados na Fig. 6.1, são analisados através da comparação dos oscilogramas de medição com as curvas de simulação obtidas da aplicação do método de cálculo descrito em [31]. Desta forma as análises dos resultados do modelo em escala real complementam as análises já realizadas no modelo reduzido, ratificando a validade do modelo matemático e permitindo novas avaliações da resposta do aterramento para as condições apresentadas no Capítulo 5.

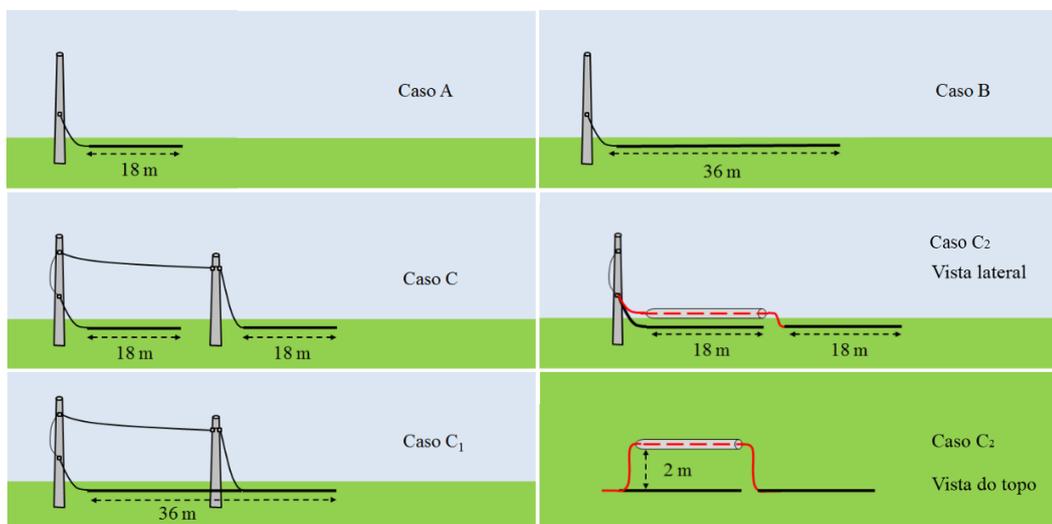


Fig. 6.1 – Desenho esquemático das geometrias dos casos A, B, C, C₁ e C₂.

6.2. Medições Realizadas

As medições foram realizadas em um solo com resistividade aparente de 67 Ωm e permissividade relativa estimada igual a 50. A forma de onda da corrente injetada no aterramento é mostrada na Fig. 6.2, evidenciando o oscilograma de medição e a corrente simulada, comprovando a excelente

correlação entre ambas. Esse aspecto é fundamental para o uso nas simulações computacionais da GPR, uma vez que a onda de corrente é a fonte primária de todos os demais efeitos.

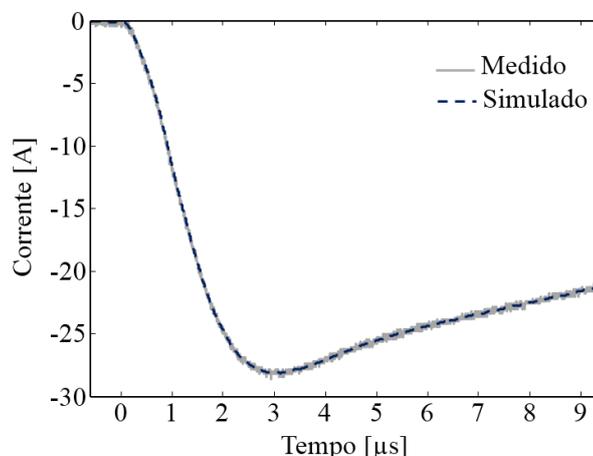


Fig. 6.2 – Forma de onda da corrente injetada no arranjo em escala real.

A medição da GPR foi realizada conforme descrito na seção 5.5.2. A Fig. 6.3 apresenta as curvas das GPR medidas e simuladas para os casos A, B e C. Nela é possível observar que, nas condições de medição, o arranjo de aterramento apresentou resposta característica aos efeitos do comprimento efetivo. Esse comportamento pode ser melhor observado ao se comparar os valores de pico das curvas dos casos A e B, onde, para esses casos, dobrar o comprimento do eletrodo de aterramento não provocou redução significativa no valor de pico da GPR. Esse comportamento é esperado, e havia sido previsto pela curva de projeto adotada no Capítulo 5 (ver Fig. 5.1), que mostrou que aumentar o comprimento do eletrodo de 17,5 m para 20 m em nada contribuiria na redução do valor de pico.

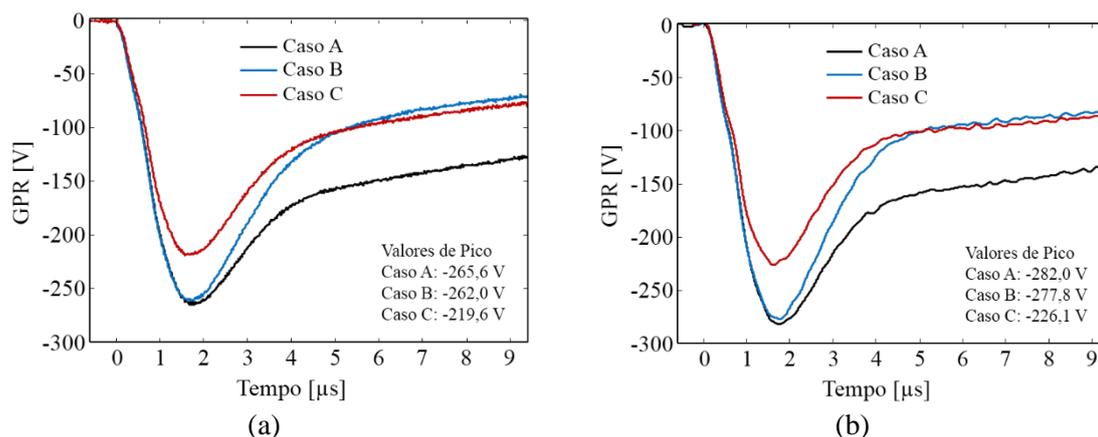


Fig. 6.3 – Curvas da GPR para os casos A, B e C. (a) medido, (b) simulado.

Na condição analisada, como mostra a Fig. 6.3, o arranjo representativo do caso C se mostra como uma alternativa interessante, visto que ele é capaz de reduzir os valores de pico da GPR mesmo quando o comprimento efetivo foi alcançado. Nessa condição se observa uma redução de 17,3% do valor de pico, se comparado ao caso A, quando se analisa as curvas medidas, e 19,2% quando se

analisa as curvas simuladas. Se comparado ao caso B, o arranjo inovador apresenta valores menores para a GPR em toda a faixa de tempo inicial ($< 5 \mu\text{s}$, nesse caso). Contudo, apesar de semelhantes, é possível notar que a GPR para o caso C é ligeiramente maior que a GPR para o caso B em tempos acima de $5 \mu\text{s}$. Esse comportamento pode ser explicado pela análise dos efeitos do comprimento efetivo. Como a cauda da onda está, em geral, associada às componentes de menor frequência, e como o comprimento efetivo para essas componentes é maior, a malha do caso C se torna um pouco menos eficiente que a malha do caso B na atenuação dessa região da onda, uma vez que o arranjo do caso C utiliza dois eletrodos seccionados, onde o comprimento somado corresponde ao comprimento de um eletrodo contínuo do caso B. Essa característica faz com que o comprimento responsável pela atenuação das frequências mais baixas não seja plenamente alcançado no caso C, se considerarmos uma propagação única da onda de corrente pelo eletrodo, enquanto que no caso B, que corresponde a um eletrodo não particionado, o comprimento necessário à atenuação das frequências dessa região da onda é obtido.

Apesar da pequena diferença nas curvas da GPR não levar a grandes impactos na proteção do sistema, uma forma de contorná-la está na utilização de um único eletrodo para o caso C, de comprimento semelhante ao do caso B, onde a interligação da linha aérea seja realizada na metade do comprimento utilizado. Esse caso foi melhor descrito no Capítulo 5, onde foi denominado caso C_1 . A Fig. 6.4 mostra a comparação das curvas da GPR para os casos C e C_1 .

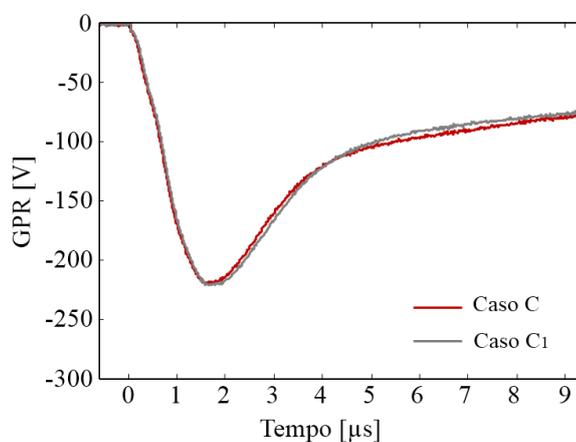


Fig. 6.4 – Curvas das GPR medidas para os casos C e C_1 .

É possível observar que não há alterações perceptíveis nos tempos iniciais das curvas, sendo ambas as técnicas equivalentes nessa faixa de tempo. No entanto, para tempos longos, *i.e.*, maiores que $5 \mu\text{s}$, a curva da GPR para o caso C_1 tende a ser menor que a curva para o caso C, se equiparando, nessa faixa de tempo, à curva do caso B mostrada na Fig. 6.3(a). Além disso, o caso C_1 se apresenta como uma técnica de mais fácil implementação prática, visto que o lançamento dos cabos contrapeso poderá ser feito sem a necessidade de seccionamento dos mesmos, tornando o arranjo mais atrativo que o caso C.

Ainda em relação à Fig. 6.3, nota-se que a modelagem computacional adotada representa de forma satisfatória as curvas obtidas nas medições, mostrando boa correlação das amplitudes e forma de onda das curvas. Esse resultado ratifica a validação do modelo computacional.

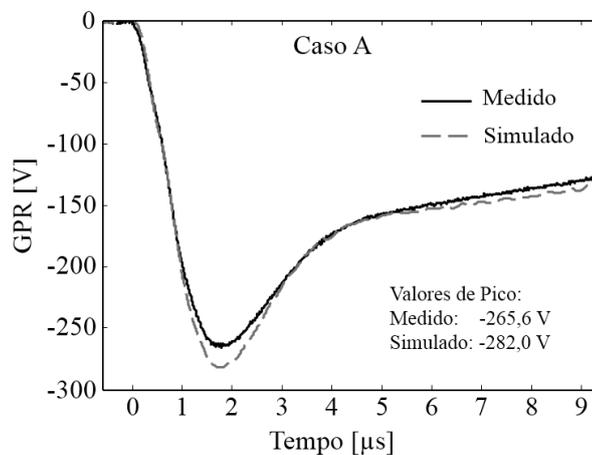


Fig. 6.5 – Curvas da GPR medida e simulada para o caso A do arranjo real.

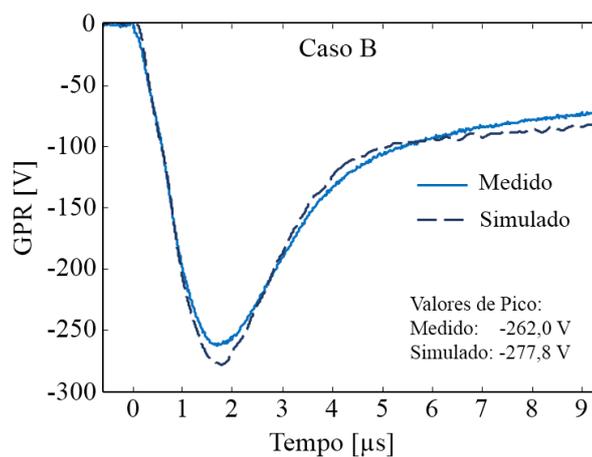


Fig. 6.6 – Curvas da GPR medida e simulada para o caso B do arranjo real.

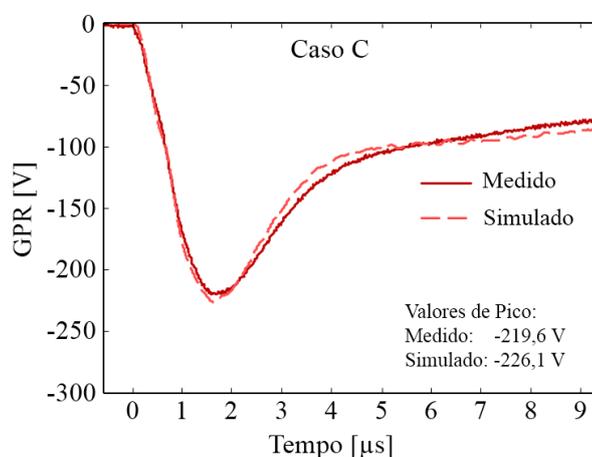


Fig. 6.7 – Curvas da GPR medida e simulada para o caso C do arranjo real.

De forma complementar, as comparações de cada caso são mostradas nas Fig. 6.5 à Fig. 6.7. É possível notar que, para todos os casos, houve razoável aproximação nos valores de pico, sendo as diferenças percentuais de aproximadamente 5,8%, 5,6% e 2,9%, entre o valor medido e o simulado para os casos A, B e C respectivamente. Apesar de apresentar boa correlação entre as formas de onda, nota-se a presença de um desvio nas caudas para todos os casos analisados.

O último arranjo de aterramento a ser analisado é o caso C₂. Para a simulação desse caso, o condutor que interliga as duas malhas de aterramento, disposto dentro de um duto corrugado de PVC, foi modelado como sendo uma linha com perdas. Nesse caso, os parâmetros adotados na simulação estão apresentados na Fig. 6.8.

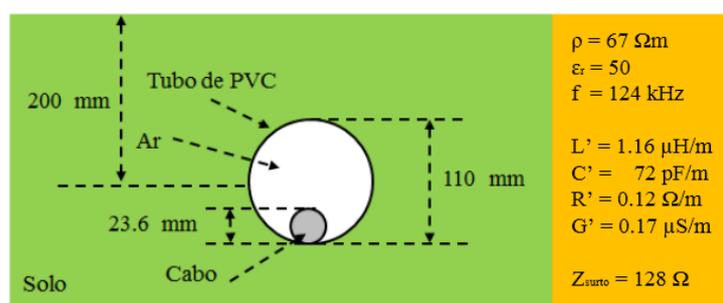


Fig. 6.8 – Parâmetros utilizados na simulação do trecho de interligação dos eletrodos do caso C₂.

Assim como apresentado na Fig. 6.3, onde foram comparados os casos A e B, com o novo arranjo de aterramento, caso C, a Fig. 6.9 apresenta as curvas das GPR medidas e simuladas para os casos A, B e para a variação C₂ do caso C. A Fig. 6.10(a) apresenta a comparação entre as GPR obtidas para o arranjo original do caso C e para a modificação C₂, enquanto que a Fig. 6.10(b) apresenta a comparação entre a curva medida e a curva simulada para o caso C₂.

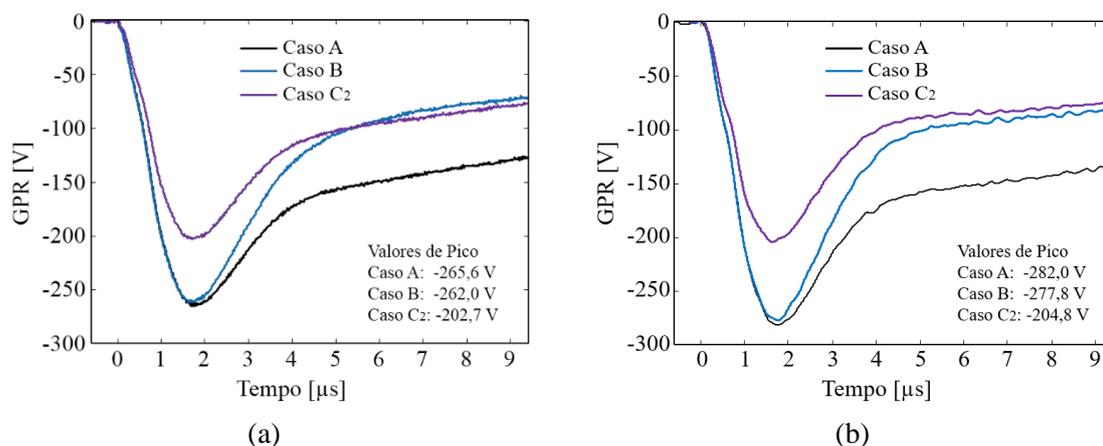


Fig. 6.9 – Curvas da GPR para os casos A, B e C₂: (a) medido, (b) simulado.

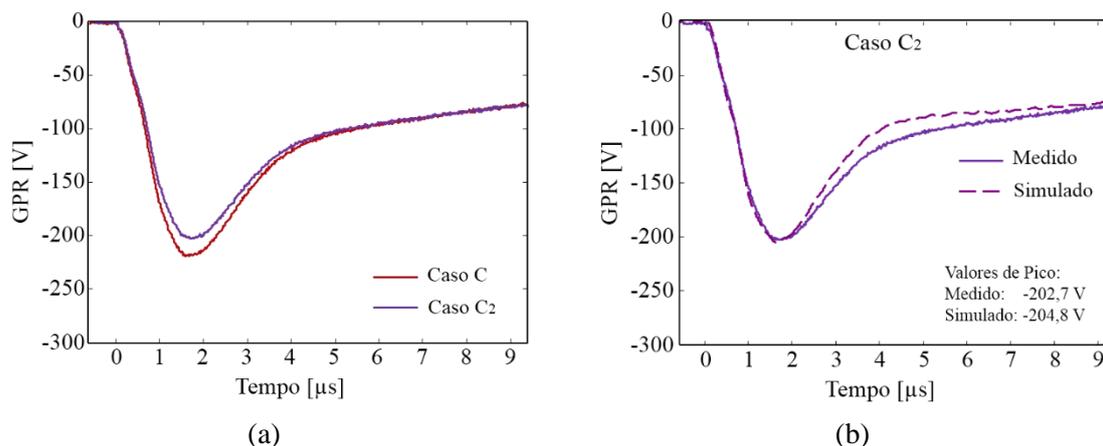


Fig. 6.10 – Curvas da GPR para os casos C e C_2 : (a) comparação entre o arranjo C e a modificação C_2 , (b) comparação das curvas medida e simulada para o caso C_2 .

Ao analisar o perfil das curvas da GPR presentes na Fig. 6.9(a), é possível observar prontamente que, se comparado aos mesmos perfis das curvas da Fig. 6.3(a), a modificação do novo arranjo de aterramento, caso C_2 , levou a uma redução mais acentuada no valor de pico da GPR. Nesse caso o valor de pico do caso C_2 foi 23,7% menor que o valor de pico do caso A. Esse valor é equivalente a uma redução de aproximadamente 7% em relação ao valor de pico do caso C, resultado que pode ser observado ao se comparar as curvas da elevação de potencial presentes na Fig. 6.10(a). É importante ressaltar que essa observação pode representar uma condição particular da análise dos casos C e C_2 , onde, além da diferença no valor da impedância características das linhas de interligação, a condição de acoplamento mútuo entre as linhas e a malha do primeiro trecho de eletrodos tenha parcela significativa nas diferenças observadas. Nesse caso, ressalta-se a necessidade de maiores investigações do arranjo, principalmente acerca do posicionamento dos mesmos e os possíveis impactos do acoplamento mútuo entre o arranjo de aterramento e a linha de interligação dos eletrodos.

A Fig. 6.10(b) mostra a comparação entre as curvas medida e simulada para o caso C_2 . Assim como nos demais casos analisados, nota-se boa correlação tanto da forma de onda quanto da amplitude, evidenciando uma boa aproximação no valor de pico (diferença menor que 2%) e na região de subida, mas apresentando um pequeno desvio na região da cauda. É importante ressaltar que o modelo de cálculo adotado considerou o duto corrugado enterrado no solo a uma profundidade de 20 cm, como mostrou a Fig. 6.8. Na prática, como já mencionado, o duto foi disposto sobre a superfície do solo, razão que pode ter provocado as diferenças observadas. Contudo, apesar das aproximações do modelo, percebe-se que a curva de cálculo obtida representa com boa aproximação a curva medida, validando o método de cálculo adotado.

Os resultados obtidos no modelo em escala real comprovam que a nova malha de aterramento é capaz de melhorar o desempenho dos sistemas de transmissão de energia, promovendo melhorias na proteção contra o *backflashover*, pois reduz os níveis de sobretensão através da redução da impedância transitória do aterramento. Essa afirmação resulta da análise das curvas da impedância transitória para os casos A, B, C e C₂, mostradas na Fig. 6.11.

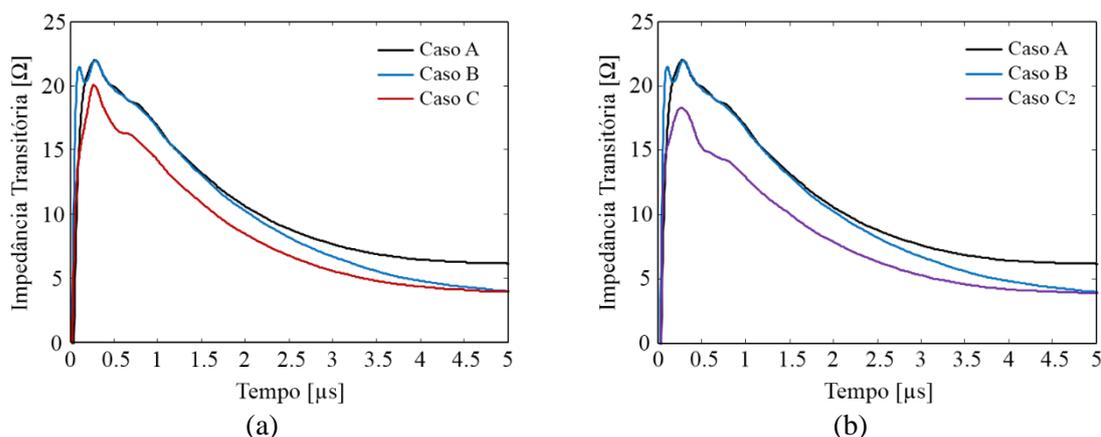


Fig. 6.11 – Curvas de $z(t)$ medidas para os casos A, B, C e C₂: (a) caso C, (b) caso C₂.

É possível notar nos gráficos da Fig. 6.11 que o arranjo inovador e a sua variante C₂ resultam em valores menores para a impedância transitória em toda a faixa de tempo analisada, quando comparados com o arranjo convencional (caso A). Se comparados ao arranjo do caso B, os casos C e C₂ apresentam menor impedância para a faixa de tempo inicial, região crítica para a ocorrência do *backflashover*, reiterando, assim, as observações a respeito da melhoria de desempenho na proteção do sistema de transmissão de energia. Essa análise pode ser melhor compreendida ao se observar as curvas da Fig. 6.12, onde é mostrado o percentual de redução da impedância transitória dos casos B, C e C₂ em relação ao caso A. Observa-se que, apenas para tempos próximos de 5 μs , o desempenho da malha do caso B começa a se igualar ao desempenho das demais malhas.

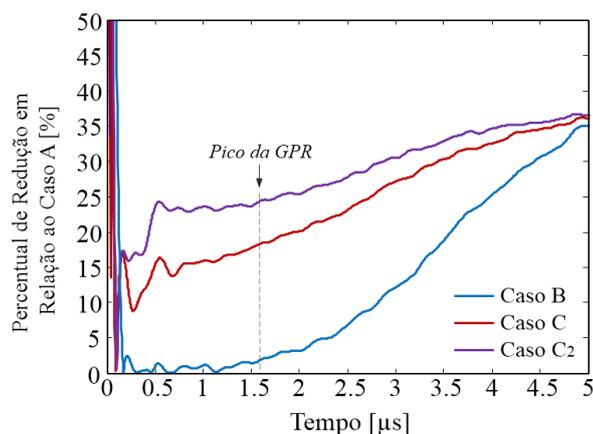


Fig. 6.12 – Curvas do percentual de redução da impedância transitória dos casos B, C e C₂ em relação ao caso A.

É importante ressaltar que, mesmo que a redução da impedância transitória colabore na melhoria do desempenho do sistema frente ao *backflashover*, a faixa de tempo em que a redução da impedância é efetiva, as características da torre, a geometria do arranjo de cabos de proteção do sistema e o acoplamento do cabo aéreo do caso C com os demais condutores da linha devem ser levados em consideração para se determinar precisamente a melhoria de desempenho obtido com a utilização da nova técnica de aterramento. Nesse sentido, a redução da impedância dos arranjos representativos aos casos C e C₂ na faixa de 15% a 35%, mostrados na Fig. 6.12, não correspondem a uma relação direta na redução dos efeitos do *backflashover*, mas, seguramente, a redução da impedância transitória do aterramento é o parâmetro de principal importância na melhoria do desempenho.

O cômputo de todos os fatores listados requer uma modelagem matemática rigorosa e complexa. No entanto, um modelo físico pode ser realizado para se representar fielmente os fenômenos, onde as técnicas de simulação analógica usadas nessa dissertação podem ser aplicadas. Acredita-se que, ao se considerar a presença de um maior número de condutores aterrados envolvendo a linha e a consequente redução da impedância da torre devido à presença de novos condutores conectando partes da estrutura metálica ao solo, os ganhos no desempenho do sistema frente ao *backflashover* serão ainda maiores, mostrando que as novas técnicas de aterramento são, possivelmente, ainda mais promissoras na melhoria do desempenho do sistema quando avaliado os efeitos de toda a estrutura adicional.

6.3. Considerações Finais

Neste capítulo, foram apresentados os resultados obtidos no modelo em escala real. Esses resultados permitiram comparar o desempenho do novo arranjo de aterramento, incluindo suas variantes, com o arranjo convencional. Verificou-se que, assim como nos resultados obtidos no modelo reduzido, a nova técnica de aterramento é capaz de reduzir os valores da GPR para os primeiros microssegundos, ainda que a condição de comprimento efetivo tenha sido alcançada.

As curvas medidas foram comparadas com os resultados computacionais, onde se verificou boa concordância entre as curvas, ratificando a validação do método de cálculo das malhas de aterramento de baixo valor de impedância.

Por fim, neste capítulo foi apresentada a análise da impedância transitória para as malhas de aterramento dos casos A, B, C e C₂, associando os valores medidos de impedância aos impactos dos novos arranjos de aterramento na proteção do sistema de transmissão. Nesse sentido, foi discutida a validade e a limitação da análise realizada, evidenciando um possível caminho de continuidade da pesquisa.

VII

CONCLUSÕES

A proposta inicial do trabalho possuía dois principais objetivos. O primeiro, relacionado com a validação de uma nova malha de aterramento de baixa impedância e o segundo, relativo a validação da metodologia de cálculo de projeto da respectiva malha de aterramento. Esses objetivos exigiram que fossem adicionados alguns objetivos complementares, dentre os quais se destaca a proposição de dois modelos de simulação analógica, um em escala reduzida e um em proporções reais. Pode-se dizer que tanto os objetivos principais quanto os complementares foram devidamente alcançados.

Com relação ao primeiro objetivo, as medições nos modelos implementados mostraram que a nova topologia de malha de aterramento de torres de LT é eficaz na redução da impedância de aterramento, mesmo quando o comprimento dos eletrodos utilizados no arranjo supera o comprimento efetivo. Para as medições em modelo reduzido, se observou reduções de 17% a 35% nos valores de pico da GPR medida, e de até 50% para tempos longos da GPR, quando se comparou o desempenho da nova topologia com a topologia convencional. As medições realizadas no arranjo em escala real ratificaram os resultados obtidos no modelo reduzido, evidenciando a redução da impedância transitória em toda a faixa de tempo analisada.

Com relação ao segundo objetivo, tanto as medições em modelo reduzido quanto as medições no arranjo em escala real foram bem representadas pelas simulações realizadas. A validação das metodologias de cálculo se deu através de comparação entre as curvas medidas e simuladas e, nessa condição, se verificou excelente concordância entre as curvas de cada um dos casos analisados, levando a desvios máximos de 10% nos valores de pico para as curvas obtidas no modelo reduzido e de 6% nos valores de pico para as curvas obtidas no modelo em escala real. A comparação entre as simulações analógicas e as simulações computacionais, no entanto, se mostra mais assertiva quando se analisa o desempenho da nova topologia de aterramento em comparação com a topologia convencional. Nesse aspecto, a diferença entre o ganho predito computacionalmente e o ganho predito nas simulações analógicas para o desempenho do novo arranjo de aterramento foi de aproximadamente 3% para o modelo em escala real, mostrando que os métodos de cálculo podem ser usados como ferramentas de projeto para os arranjos de aterramento estudados.

Com a metodologia de cálculo validada, pode-se concluir, com base nas simulações apresentadas no Capítulo 2, que a nova malha de aterramento é especialmente interessante para o caso de Minas

Gerais, onde, mesmo com a utilização de eletrodos de grande comprimento, 90 m, para o caso de solos de alta resistividade não são obtidos valores de impedância de aterramento que garantam um bom desempenho das LT frente às descargas atmosféricas. Para solos de $1700 \Omega\text{m}$, o arranjo estudado tem funcionamento adequado, promovendo uma redução em torno de 30% no valor da impedância, para tempos entre 1 e 5 μs , quando comparada à solução convencional. Para tempos longos, o arranjo estudado promove uma redução de aproximadamente 50% no valor da impedância.

Com relação aos objetivos complementares, a qualidade das medições obtidas comprova tanto a validade dos modelos quanto a aplicação dos mesmos na simulação analógica de transitórios envolvendo aterramentos elétricos. Nesse aspecto, o modelo em escala reduzida mostrou enorme potencialidade no estudo de aterramentos, permitindo a compreensão de fenômenos em solos com características controladas e necessitando de pequenas dimensões para os circuitos de medição de tensão e de corrente. Um dos inconvenientes de utilização do arranjo está na necessidade de se modelar a parede do tanque metálico como sendo a segunda camada de um solo estratificado, aspecto que limita a faixa de resistividades que o modelo permite simular. Entretanto, esse aspecto pode ser superado, caso seja necessário, com a utilização de sinais com banda de frequência restrita.

De forma complementar, uma das realizações marginais deste trabalho foi a proposta de aplicação do método do deslocamento oblíquo (MDO) diretamente na tensão. Os resultados obtidos comprovaram a validade da formulação, que contribuiu significativamente no estudo da resposta do aterramento no modelo reduzido. Se a corrente de solicitação do aterramento não puder ser mensurada, ou se a medição não permitir a correlação temporal da corrente e da tensão medidas, a formulação apresentada pode ser aplicada para se obter diretamente a GPR, isentando da necessidade de se calcular a impedância transitória, necessária na aplicação convencional do MDO.

• *Proposta de Continuidade:*

Como discutido no Capítulo 6, a redução da impedância de aterramento é um dos fatores mais significativos na melhoria do desempenho do sistema frente ao *backflashover*. Contudo, a faixa de tempo em que a redução da impedância é efetiva, as características da torre, a geometria do arranjo de cabos de proteção do sistema e o acoplamento do cabo aéreo da nova malha de aterramento com os demais condutores da linha devem ser levados em consideração quando se deseja determinar precisamente a melhoria de desempenho obtido com a utilização da nova técnica de aterramento. Nesse sentido, como proposta de continuidade ao trabalho apresentado, sugere-se o estudo do arranjo completo, envolvendo todas as estruturas do sistema de transmissão de energia. Associado a esse estudo, técnicas de coordenação de isolamento podem ser aplicadas na compreensão dos efeitos da nova malha, permitindo estimar quantitativamente a melhoria do desempenho do sistema frente ao *backflashover*.

REFERÊNCIAS

- [1] R. Rudenberg, "Grounding principles and practice I—Fundamental considerations on ground currents," *Electr. Eng.*, vol. 64, no. 1, pp. 1–13, 1945.
- [2] E. D. Sunde, "Earth Conduction Effects in Transmission Systems." Dover Publications, New York, 1968.
- [3] L. Grcev, "Modeling of grounding electrodes under lightning currents," *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 51, no. 3 PART 1, pp. 559–571, 2009.
- [4] L. Grcev and F. Dawalibi, "An electromagnetic model for transients in grounding systems," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 5, no. 4, pp. 1773–1781, 1990.
- [5] S. Visacro and A. Soares, "HEM: A model for simulation of lightning-related engineering problems," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 20, no. 2 I, pp. 1206–1208, 2005.
- [6] J. Scott, "Electrical and Magnetic Properties of Rock and Soil," *U.S. Geol. Surv., Dept. Inter.*, no. Washington, D.C, 1966.
- [7] C. L. Longmire and K. S. Smith, "A Universal Impedance for Soils." Defense Nuclear Agency, Washington, D. C., D. C., p. 25, 1975.
- [8] 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.
- [9] J. O. S. Paulino, W. C. Boaventura, and C. F. Barbosa, "An approximate expression for the equivalent resistivity of a two-layer soil," *2013 Int. Symp. Light. Prot. SIPDA 2013*, no. 1, pp. 231–235, 2013.
- [10] R. Alipio and S. Visacro, "Frequency dependence of soil parameters: Effect on the lightning response of grounding electrodes," *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 55, no. 1, pp. 132–139, 2013.
- [11] D. Cavka, N. Mora, and F. Rachidi, "A Comparison of frequency-dependent soil models: Application to the analysis of grounding systems," *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 56, no. 1, pp. 177–187, 2014.
- [12] 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.
- [13] 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.
- [14] IEEE Power and Energy Society, "IEEE Guide for Measuring Earth Resistivity , Ground Impedance , and Earth Surface Potentials of a Grounding System," vol. 2012, no. December. 2012.
- [15] W. A. Chisholm, E. Petrache, and F. Bologna, "Comparison of Low Frequency Resistance and Lightning Impulse Impedance on Transmission Towers," in *Internation Symposium on Lightning Protection (SIPDA)*, 2009, pp. 329–334.

- [16] 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.
- [17] 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.
- [18] 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.
- [19] J. O. S. Paulino *et al.*, “Melhoria do desempenho de linhas de transmissão de alta tensão através da utilização de malhas de aterramento de baixo valor de impedância,” in *Congresso de Inovação Tecnológica em Energia Elétrica (VI CITENEL)*, 2011, pp. 1–8.
- [20] 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.
- [21] “Resistividade Média dos Solos de Minas Gerais - 02.118-COPDEN-0346,” *Arquivo Tecnológico da CEMIG*. p. código 21233176, 1994.
- [22] 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.
- [23] M. Ramamoorthy, M. M. B. Narayanan, S. Parameswaran, and D. Mukhedkar, “Transient performance of grounding grids,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 4, no. 4, pp. 2053–2059, 1989.
- [24] 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.
- [25] A. F. Otero, J. Cidras, and J. L. del Alamo, “Frequency-dependent grounding system calculation by means of a conventional nodal analysis technique,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 14, no. 3, pp. 873–878, 1999.
- [26] M. I. Lorentzou, N. D. Hatziargyriou, and B. C. Papadimas, “Time domain analysis of grounding electrodes impulse response,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 18, no. 2, pp. 517–524, 2003.
- [27] L. Grcev and M. Popov, “On high-frequency circuit equivalents of a vertical ground rod,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 20, no. 2 II, pp. 1598–1603, 2005.
- [28] 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.
- [29] 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.
- [30] 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.
- [31] 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.

- [32] F. A. Fisher, J. G. Anderson, and J. H. Hagenguth, "Determination of Lightning Response of Transmission Lines by Means of Geometrical Models," *Trans. Am. Inst. Electr. Eng. Part III Power Appar. Syst.*, vol. 78, no. 4, pp. 1725–1734, 1959.
- [33] T. Report, "Investigation and Evaluation of Lightning Protective Methods for Distribution Circuits Part I: Model Study and Analysis," *IEEE Trans. Power Appar. Syst.*, vol. PAS-88, no. 8, pp. 1232–1238, Aug. 1969.
- [34] T. Report, "Investigation and Evaluation of Lightning Protective Methods for Distribution Circuits Part II: Application and Evaluation," *Power Appar. Syst. IEEE Trans.*, vol. PAS-88, no. 8, pp. 1239–1247, 1969.
- [35] S. Yokoyama, "Calculation of Lightning-Induced Voltages on Overhead Multiconductor Systems," *IEEE Trans. Power Appar. Syst.*, vol. PAS-103, no. 1, pp. 100–108, Jan. 1984.
- [36] W. do C. Boaventura, "Estudos da Tensão Induzida em Linhas Aéreas por Descargas Atmosféricas Utilizando Técnicas de Modelo Reduzido," Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 1990.
- [37] C. A. L. Brandão and J. O. S. Paulino, "Estudo experimental em modelo reduzido: Influência do neutro no desempenho da rede face a tensões induzidas," in *Anais do X Seminário Nacional de Distribuição de Energia Elétrica*, 1988.
- [38] K. Michishita, M. Ishii, and Y. Hongo, "Induced voltage on an overhead wire associated with inclined return-stroke channel - Model experiment on finitely conductive ground," *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 38, no. 3, pp. 507–513, 1996.
- [39] M. Ishii, S. Member, K. Michishita, and Y. Hongo, "Experimental Study of Lightning-Induced Voltage on an Overhead Wire over Lossy Ground," *Ieee Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 41, no. 1, pp. 39–45, 1999.
- [40] Jinliang He, Rong Zeng, Youping Tu, Jun Zou, Shuiming Chen, and Zhicheng Guan, "Laboratory investigation of impulse characteristics of transmission tower grounding devices," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 18, no. 3, pp. 994–1001, Jul. 2003.
- [41] A. Piantini, J. M. Janiszewski, A. Borghetti, C. A. Nucci, and M. Paolone, "A scale model for the study of the LEMP response of complex power distribution networks," *Ieee Trans. Power Deliv.*, vol. 22, no. 1, pp. 710–720, 2007.
- [42] D. a Lopes and W. C. Boaventura, "Radiated fields from reduced model lightning discharge channels: A comparison," in *2010 30th International Conference on Lightning Protection (ICLP)*, 2010, vol. 2010, no. 1, pp. 1–6.
- [43] D. A. Lopes and W. C. Boaventura, "Lightning discharge channel in reduced model: The lossy channel," in *2011 International Symposium on Lightning Protection*, 2011, pp. 112–116.
- [44] P. C. Assunção, "Validação de metodologia para o cálculo de tensões induzidas por descargas atmosféricas indiretas na fiação de uma usina fotovoltaica," Universidade Federal de Minas Gerais, 2016.
- [45] 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.
- [46] 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.
- [47] 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.
- [48] L. V. Bewley, “Theory and tests of the counterpoise,” *Electr. Eng.*, vol. 53, no. 8, pp. 1163–1172, Aug. 1934.
- [49] P. L. Bellaschi, “Impulse and 60-cycle characteristics of driven grounds,” *Electr. Eng.*, vol. 60, no. 3, pp. 123–127, Mar. 1941.
- [50] M. Jinxi 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.
- [51] 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.
- [52] 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.
- [53] 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.
- [54] 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.
- [55] 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.
- [56] V. L. Coelho *et al.*, “The influence of seasonal soil moisture on the design of grounding systems,” *2013 Int. Symp. Light. Prot. SIPDA 2013*, pp. 201–208, 2013.
- [57] L. Grcev, “Impulse efficiency of ground electrodes,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 24, no. 1, pp. 441–451, 2009.
- [58] S. Visacro, “What Engineers in Industry Should Know About the Response of Grounding Electrodes Subject to Lightning Currents,” *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 51, no. 6, pp. 4943–4951, Nov. 2015.
- [59] S. Visacro, “Resposta dos Aterramentos Elétricos Frente a Correntes de Descargas Atmosféricas,” in *Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica*, 2007, pp. 1–8.
- [60] IEEE Std 1243-1997, *IEEE guide for Improving the lightning performance of Transmission Lines*, vol. 2010, no. January. 1997.
- [61] J. O. S. Paulino, W. do C. Boaventura, and E. N. Cardoso, “Relatório Técnico 1 - P&D Malha de aterramento de baixo valor de impedância: Avaliação experimental em modelo reduzido e realização de medição em uma malha real com corrente de elevado valor.” Belo Horizonte, 2014.

- [62] IEEE Power and Energy Society, *IEEE Standard for High-Voltage Testing Techniques*, vol. 13, no. May. 2013.
- [63] H. K. Høidalen, “Analytical Formulation of Lightning-Induced Voltages on Multiconductor Overhead Lines Above Lossy Ground,” vol. 45, no. 1, pp. 92–100, 2003.
- [64] J. O. S. Paulino *et al.*, “Malhas de Aterramento de Baixo Valor de Impedância que Atenuam o Problema do Comprimento Efetivo: Análise Teórica e Estudo em Modelo Reduzido,” in *IX Congresso de Inovação Tecnológica em Energia Elétrica (IX CITENEL) (Artigo Aceito)*, 2017, pp. 1–9.
- [65] C. A. Brandão and J. O. S. Paulino, “Comportamento transitório de malhas de aterramento. Contrato: Companhia Energética de Minas Gerais S.A. e Fundação Christiano Ottoni. CEMIG. 02.111-DT/ED.2-3013,” Belo Horizonte, 1983.
- [66] L. Greev, B. Markovski, and S. Greeva, “On inductance of buried horizontal bare conductors,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 53, no. 4, pp. 1083–1087, 2011.

APÊNDICE A

- MODELO DE LINHA E CÁLCULO DOS PARÂMETROS -

A.1. Modelo Clássico de Linha

Segundo Grcev [3], baseado no trabalho de Sunde [2], o modelo de linha de transmissão pode ser usado para o cálculo da resposta do aterramento nos domínios do tempo ou da frequência. No domínio da frequência, a linha de transmissão pode ser considerada como aberta e a impedância harmônica pode ser obtida a partir da Equação A.1.

$$Z(j\omega) = Z_0 \coth(\gamma l) \quad [\text{A.1 (a)}]$$

$$Z_0 = \sqrt{\frac{j\omega L'}{G' + j\omega C'}} \quad [\text{A.1 (b)}]$$

$$\gamma = \sqrt{j\omega L'(G' + j\omega C')} \quad [\text{A.1 (c)}]$$

onde, $j = \sqrt{-1}$, l é o comprimento do eletrodo de aterramento (em metros), G' , C' e L' são os parâmetros elétricos por unidade de comprimento da linha, e $\omega = 2\pi f$, (f é a frequência, em Hertz).

A.2. Cálculo dos Parâmetros da Linha

Os parâmetros elétricos da linha podem ser calculados a partir das equações propostas por Sunde [2] (Equações A.2, A.3 e A.6), e, em particular, a indutância pode ser obtida segundo a fórmula proposta por Grcev [66] (Equação A.4).

$$R = \frac{\rho}{\pi l} \left[\ln\left(\frac{2l}{\sqrt{2ad}}\right) - 1 \right] \quad [\Omega] \quad [\text{A.2}]$$

$$C = \frac{\rho\epsilon}{R} \quad [\text{F}] \quad [\text{A.3}]$$

$$L = \frac{\mu l}{2\pi} \left\{ \ln\left(\frac{2l}{a}\right) + \left(\frac{d}{l}\right) \left[\ln\left(\frac{2d}{l}\right) - 1 \right] - \frac{1}{2} \left[\frac{d}{l} \right]^2 + \left(\frac{a}{l}\right) - \frac{1}{4} \left[\frac{a}{l} \right]^2 \right\} \quad [\text{H}] \quad [\text{A.4}]$$

onde, ρ é a resistividade do solo, μ é a permeabilidade magnética do meio, ϵ é a permissividade elétrica do meio, l é o comprimento do eletrodo de aterramento, a é o raio do eletrodo de aterramento e d é a profundidade do eletrodo de aterramento.

Para se obter os parâmetros por unidade de comprimento, aplica-se as relações mostradas em A.5.

$$R' = \frac{1}{G'} = Rl \quad [\Omega\text{m}] \quad \text{[A.5 (a)]}$$

$$C' = \frac{C}{l} \quad [\text{F/m}] \quad \text{[A.5 (b)]}$$

$$L' = \frac{L}{l} \quad [\text{H/m}] \quad \text{[A.5 (c)]}$$

Em particular, para os casos onde os parâmetros mútuos são considerados, Sunde [2] propôs a substituição, nas Equações A.2, A.3 e A.6, do raio a pela distância entre os eletrodos, e a profundidade d pela profundidade média dos eletrodos.

$$L = \frac{\mu l}{2\pi} \left[\ln \left(\frac{2l}{a} \right) - 1 \right] \quad [\text{H}] \quad \text{[A.6]}$$

Nesta dissertação, os cálculos no domínio da frequência foram realizados segundo as equações apresentadas neste apêndice. Os cálculos no domínio do tempo foram realizados a partir de três diferentes metodologias, sendo elas: *i*) modelagem paramétrica [31], *ii*) *Fast Fourier Transform* [3], [28] e *iii*) software comercial para simulação de transitórios, *PSpice* [30]. Em todos eles, o modelo utilizado está fundamentado na teoria de linhas de transmissão.