



**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM
ENGENHARIA ELÉTRICA**

**MODELAGEM DAS INTERFERÊNCIAS
ELETROMAGNÉTICAS ENTRE LINHAS DE
TRANSMISSÃO E TUBULAÇÕES METÁLICAS
SUBTERRÂNEAS E ANÁLISE DE IMPACTOS**

Amauri Gutierrez Martins Britto

Brasília, novembro de 2017

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

FACULDADE DE TECNOLOGIA

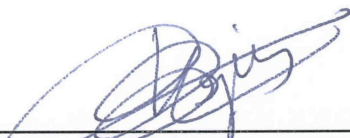
**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA**

**MODELAGEM DAS INTERFERÊNCIAS ELETROMAGNÉTICAS
ENTRE LINHAS DE TRANSMISSÃO E TUBULAÇÕES METÁLICAS
SUBTERRÂNEAS E ANÁLISE DE IMPACTOS**


AMAURI GUTIERREZ MARTINS BRITTO

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA, COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE.

APROVADA POR:



FELIPE VIGOLVINO LOPES, Dr., ENE/UNB
(ORIENTADOR)



KLEBER MELO E SILVA, Dr., ENE/UNB
(EXAMINADOR INTERNO)



WASHINGTON LUIZ ARAÚJO NEVES, PhD., UFCG
(EXAMINADOR INTERNO)

Brasília, 10 de novembro de 2017.

FICHA CATALOGRÁFICA

MARTINS-BRITTO, AMAURI GUTIERREZ

Modelagem das Interferências Eletromagnéticas entre Linhas de Transmissão e Tubulações Metálicas Subterrâneas e Análise de Impactos [Distrito Federal] 2017.

xvii, 104p., 210 x 297 mm (ENE/FT/UnB, Mestre, Dissertação de Mestrado – Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Elétrica

- | | |
|--------------------------|------------------------------------|
| 1. Aterramento elétrico | 2. ATP |
| 3. Curto-circuito | 4. Interferências eletromagnéticas |
| 5. Localização de faltas | 6. Linhas de transmissão |
| 7. Parâmetros de linha | 8. Resistividade do solo |
| 9. Tubulações metálicas | |

I. ENE/FT/UnB

II. Título (série)

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

MARTINS-BRITTO, A. G. (2017). Modelagem das Interferências Eletromagnéticas entre Linhas de Transmissão e Tubulações Metálicas Subterrâneas e Análise de Impactos. Dissertação de Mestrado em Engenharia Elétrica, Publicação PPGENE.DM-677A/2017, Departamento de Engenharia Elétrica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 104p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Amauri Gutierrez Martins Britto.

TÍTULO: Modelagem das Interferências Eletromagnéticas entre Linhas de Transmissão e Tubulações Metálicas Subterrâneas e Análise de Impactos.

GRAU: Mestre ANO: 2017

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

Amauri Gutierrez Martins Britto
AOS 08, Bloco F, Apt. 120
70.660-086 Brasília – DF – Brasil.

Para Lucas e Caio, os Bolinhas®.

Amauri

Agradecimentos

A minha linda esposa, Bárbara, meu amor, minha companheira de aventuras, incrivelmente paciente com minhas dificuldades e babaquices, que gerou vida para minha vida.

Aos meus filhos, minhas razões, Lucas e Caio, desejados, recebidos de braços abertos, muito amados.

A minha mãe, Ângela, lição de acolhimento e real coragem, que sendo mãe-pai me deu o melhor exemplo do que é ser pai.

Aos meus irmãos de sangue, Alexandre e Amanda, única amizade verdadeira que há no mundo.

Ao meu orientador, professor Felipe, que impulsionou este trabalho para um patamar que eu não alcançaria sozinho.

Ao meu co-orientador, professor Martins, que me conduziu e apoiou no retorno à Universidade.

Aos colegas de profissão, engenheiros André Furlan, Paulo César Teixeira, Antônio Valente, João Paulo Klausling e Daniel Fernandes, que propuseram desafios e trouxeram ideias novas.

*Como diria o Lucas:
– Obibabo!*

Amauri

RESUMO

Este trabalho descreve o problema de interferências eletromagnéticas entre linhas de transmissão de energia elétrica em alta tensão e tubulações metálicas, decorrentes dos fenômenos de acoplamento indutivo, condutivo e capacitivo, e os principais riscos a que dão causa, em especial os relacionados à segurança de pessoas e das instalações envolvidas. É desenvolvido um conjunto de ferramentas computacionais destinado à predição dos níveis de tensões e correntes induzidas em um circuito vítima, nos casos de aproximações entre LTs aéreas e tubulações subterrâneas, com as seguintes funcionalidades principais: 1) cálculo dos parâmetros do solo estratificado em camadas horizontais; 2) cálculo das forças eletromotrizes induzidas no metal da tubulação por acoplamento magnético; 3) cálculo das impedâncias no domínio de sequências de LTs sujeitas a interferências; e 4) cálculo das tensões de estresse produzidas pela elevação de potencial do solo (acoplamento condutivo) em um evento de falta. Os programas são validados por meio de estudos de casos e comparações com os resultados de *softwares* difundidos na indústria ou, nos casos possíveis, com medições diretas de potenciais CA. São estudadas as respostas em tensão de toque, passo e estresse nas tubulações interferidas, bem como são avaliados os efeitos da presença da tubulação metálica sobre os parâmetros elétricos da LT e os impactos provocados nos níveis de curto-circuito e desempenho de dispositivos de localização de faltas. É ressaltada a necessidade de se utilizar métodos computacionais precisos e realistas, zelando pela qualidade das informações coletadas em campo, em especial a resistividade elétrica do solo e o levantamento cadastral de interferências com as instalações em estudo, sob pena de se incorrer em graves erros de projeto, tais como: falhas de dimensionamento de sistemas de aterramento, mitigação, equipamentos e funções de proteção e dispositivos de localização de faltas, ocasionando exposição a riscos de eletrocussão de pessoas e danos ao patrimônio.

PALAVRAS-CHAVE: Aterramento elétrico, ATP, curto-circuito, interferências eletromagnéticas, localização de faltas, linhas de transmissão, parâmetros de linha, resistividade do solo, tubulações metálicas.

ABSTRACT

This work describes the problem of electromagnetic interference between high voltage power lines and metallic pipelines, caused by inductive, conductive and capacitive coupling mechanisms, and the main risks to which people and facilities are exposed. A set of computational tools is developed to predict induced voltage and current levels on a victim circuit, due to interferences between overhead power lines and underground pipelines. The implementation takes into account the 1) calculation of soil stratification parameters for a horizontally layered model; 2) calculation of induced electromotive forces on the pipeline metal, caused by magnetic coupling; 3) calculation of transmission line sequence parameters under interference conditions; and 4) calculation of stress voltages produced by the ground potential rise (conductive coupling) under fault circumstances. The programs are validated through case studies and comparisons with results taken from software used in industry or, when possible, with direct measurements of AC potentials. Touch, step and stress voltages are studied, as well as the effects of the pipeline proximity on the transmission line parameters and the resulting impacts on short-circuit currents and performance of fault locating devices. This work highlights the importance of employing accurate and realistic computational methods, along with gathering consistent field data, especially soil resistivity measurements and records of geographic locations of nearby interfering structures. Not doing so may cause serious design errors, such as inadequate sizing of power grounding and mitigation systems, protection function and equipment, as well as fault location devices, exposing people and installations to risks.

KEYWORDS: ATP, short-circuit, electromagnetic interferences, fault location, power lines, metallic pipelines, soil resistivity, electrical grounding, line parameters.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	OBJETIVOS, METODOLOGIA E ESCOPO DO TRABALHO	2
1.2	CONTRIBUIÇÕES DA DISSERTAÇÃO	3
1.3	ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO	4
2	FUNDAMENTOS.....	5
2.1	ACOPLAMENTO INDUTIVO.....	6
2.1.1	Zona de interferência eletromagnética	8
2.2	ACOPLAMENTO CONDUTIVO.....	8
2.3	ACOPLAMENTO CAPACITIVO.....	10
2.4	RISCOS ASSOCIADOS AOS FENÔMENOS DE INTERFERÊNCIAS.....	12
2.4.1	Tensão de toque.....	12
2.4.2	Tensão de passo.....	12
2.4.3	Danos ao revestimento isolante	13
2.4.4	Danos ao metal	13
2.4.5	Danos a equipamentos	14
2.4.6	Consequências da corrente elétrica no corpo humano	14
2.5	CRITÉRIOS DE SEGURANÇA	16
2.5.1	Limites de correntes.....	16
2.5.2	Limites de tensões de toque e passo de curta duração	16
2.5.3	Limite de tensão de toque de longa duração	17
2.5.4	Limites de tensão de estresse do revestimento	17
2.5.5	Probabilidades de corrosão por correntes alternadas	18
2.5.6	Limites de tensão para juntas de isolamento elétrico e equipamentos.....	18
2.6	TÉCNICAS DE MITIGAÇÃO DE RISCOS	18
2.6.1	Afastamento entre as instalações.....	19
2.6.2	Instalação de condutores para-raios na LT.....	19
2.6.3	Configuração do aterramento das torres	19
2.6.4	Transposição de fases	19
2.6.5	Escolha da sequência de fases	19
2.6.6	Instalação de malha de blindagem na LT.....	20
2.6.7	Aterramento da tubulação.....	20
2.6.8	Instalação de juntas de isolamento	20
2.6.9	Reforço no revestimento da tubulação	21
2.6.10	Instalação de condutores de blindagem ao longo da tubulação	21
2.6.11	Instalação de malhas de equipotencialização	21
2.6.12	Recobrimento do solo.....	21
2.6.13	Instalação de supressores de surtos ou isoladores catódicos	22
2.7	SÍNTESE DO CAPÍTULO	22
3	RESISTIVIDADE ELÉTRICA DO SOLO	23
3.1	RESISTIVIDADE APARENTE	23
3.2	MODELOS DE ESTRATIFICAÇÃO DO SOLO	25
3.2.1	Modelo uniforme.....	26
3.2.2	Modelo de duas camadas	26
3.2.3	Modelo multicamadas.....	28
3.3	PROGRAMA DE ESTRATIFICAÇÃO PROPOSTO.....	29
3.3.1	Determinação do perfil de resistividade aparente medido.....	30
3.3.2	Estimação do número de camadas e dos valores iniciais	30
3.3.3	Método de Levenberg-Marquardt.....	31
3.3.4	Otimização avançada com AG.....	32
3.4	VALIDAÇÃO	33
3.4.1	Estudo de caso – Anexo B.1 da NBR 7117	34
3.4.2	Estudo de caso – Anexo B.2 da NBR 7117	35
3.4.3	Estudo de caso – Anexo B.3 da NBR 7117	36
3.4.4	Conclusões dos estudos de caso.....	37
3.5	SÍNTESE DO CAPÍTULO	37
4	ACOPLAMENTO INDUTIVO	38

4.1.1	Soluções particulares	39
4.2	MODELAGEM DO CASO GERAL.....	41
4.2.1	Cálculo dos parâmetros do paralelismo equivalente	42
4.2.2	Cálculo das impedâncias mútuas entre os circuitos fonte e vítima	44
4.2.3	Cálculo das impedâncias do circuito vítima	45
4.2.4	Formulação matricial do problema.....	47
4.3	PROGRAMA DE CÁLCULO PROPOSTO	48
4.4	VALIDAÇÃO	48
4.4.1	Estudo de caso – Simulação de um cruzamento simples	48
4.4.2	Estudo de caso – Simulação de uma geometria complexa	51
4.4.3	Conclusões dos estudos de caso.....	57
4.5	SÍNTESE DO CAPÍTULO	58
5	PARÂMETROS DE LINHAS DE TRANSMISSÃO INTERFERIDAS.....	59
5.1	MODELAGEM MATEMÁTICA	59
5.1.1	Cálculo das impedâncias série	60
5.1.2	Cálculo das admitâncias <i>shunt</i>	61
5.2	PROGRAMA DE CÁLCULO PROPOSTO	63
5.3	IMPACTO DAS INTERFERÊNCIAS SOBRE ALGORITMOS QUE REQUEREM OS PARÂMETROS DE LINHA	63
5.3.1	Princípios de localização de faltas em LTs	63
5.3.2	Estudo de caso	65
5.3.3	Conclusões do estudo de caso	68
5.4	SÍNTESE DO CAPÍTULO	69
6	ACOPLAMENTO CONDUTIVO.....	70
6.1	MODELAGEM MATEMÁTICA	71
6.1.1	Eletrodo de aterramento a parâmetros concentrados em solo uniforme.....	71
6.1.2	Eletrodo de aterramento a parâmetros distribuídos em solo estratificado	72
6.2	PROGRAMA DE CÁLCULO PROPOSTO	76
6.3	VALIDAÇÃO	77
6.3.1	Estudo de caso – Distribuição de corrente em um condutor filamental.....	78
6.3.2	Estudo de caso – Simulação de um cruzamento entre LT e tubulação	81
6.3.3	Estudo de caso – Simulação de uma malha de aterramento complexa	89
6.3.4	Conclusões dos estudos de caso.....	95
6.4	SÍNTESE DO CAPÍTULO	95
7	CONCLUSÕES	97
	REFERÊNCIAS.....	101

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1.	Interferência entre LT e tubulação metálica.	6
Figura 2.2.	Acoplamento indutivo entre LT e tubulação interferida.....	7
Figura 2.3.	Zona de interferência eletromagnética.	8
Figura 2.4.	Acoplamento condutivo entre LT e tubulação na zona de influência dos contrapesos, em um cenário de curto-circuito.	9
Figura 2.5.	Linhas de campo elétrico produzidas pela LT nas imediações da tubulação interferida.....	10
Figura 2.6.	Acoplamento capacitivo entre LT e tubulação aérea e blindagem eletrostática da tubulação subterrânea.....	11
Figura 2.7.	Sistema de coordenadas de referência para o cálculo da tensão de passo.	13
Figura 2.8.	Ilustração conceitual das tensões de estresse e toque.	13
Figura 2.9.	Falha de revestimento em formato cilíndrico.	14
Figura 2.10.	Curvas de corrente <i>versus</i> tempo e zonas conforme IEC 60479-1.	15
Figura 2.11.	Conceito de tensão de toque, reproduzido e adaptado de [17].	17
Figura 2.12.	Conceito de tensão de passo, reproduzido e adaptado de [17].	17
Figura 3.1.	Arranjo típico de Wenner para medição da resistividade aparente do solo.	24
Figura 3.2.	Levantamento de resistividade aparente nas proximidades de uma LT. ...	24
Figura 3.3.	Resistividade aparente na presença de uma tubulação metálica, reproduzido e adaptado de [31].	25
Figura 3.4.	Solo real (a) e solo estratificado (b), reproduzido de [4].	25
Figura 3.5.	Modelo de solo uniforme.	26
Figura 3.6.	Modelo de solo de duas camadas.	26
Figura 3.7.	Curvas padrão de Sunde, reproduzido de [10].	27
Figura 3.8.	Modelo de solo multicamadas.	28
Figura 3.9.	Redução do solo multicamadas para o modelo equivalente de Hummel. ...	29
Figura 3.10.	Funções de interpolação das amostras de resistividade aparente.	30
Figura 3.11.	Curva de resistividade aparente <i>versus</i> profundidade com dois pontos de transição de camadas.	31
Figura 3.12.	Fluxograma de um AG simples.	33
Figura 3.13.	Gráfico de resistividade aparente do solo estratificado para os dados do Anexo B.1 da NBR 7117.	34
Figura 3.14.	Gráfico de resistividade aparente do solo estratificado para os dados do Anexo B.2 da NBR 7117.	35
Figura 3.15.	Gráfico de resistividade aparente do solo estratificado para os dados do Anexo B.3 da NBR 7117.	36
Figura 4.1.	Paralelismo entre LT e tubulação e representação do circuito vítima a parâmetros distribuídos.	38
Figura 4.2.	Gráfico de tensão induzida <i>versus</i> comprimento para tubulação desprovida de aterramento e se estendendo indefinidamente para além da região de paralelismo em ambas as extremidades.	39
Figura 4.3.	Gráfico de tensão induzida <i>versus</i> comprimento para tubulação desprovida de aterramento e se estendendo indefinidamente para além da região de paralelismo em apenas uma das extremidades.	40
Figura 4.4.	Gráfico de tensão induzida <i>versus</i> comprimento para tubulação perfeitamente aterrada em uma extremidade e se estendendo indefinidamente para além da região de paralelismo na outra.	41

Figura 4.5.	Representação de um caso de interferência geral em termos de paralelismos equivalentes.	42
Figura 4.6.	Representação do circuito vítima equivalente ao caso geral.....	42
Figura 4.7.	Definição das regiões de acoplamento e seccionamento da linha vítima. .	43
Figura 4.8.	Aproximação oblíqua entre LT e tubulação.....	43
Figura 4.9.	Cruzamento entre LT e tubulação.....	44
Figura 4.10.	Condutores aéreos, tubulação subterrânea e sua imagem.....	44
Figura 4.11.	Corte transversal de um tubo metálico revestido.	46
Figura 4.12.	Cruzamento com ângulo 45° entre LT e tubulação.	48
Figura 4.13.	Vista transversal da aproximação no epicentro do cruzamento.	49
Figura 4.14.	Gráfico de tensão induzida <i>versus</i> distância para um cruzamento com ângulo 45°.....	50
Figura 4.15.	Gráfico de corrente longitudinal <i>versus</i> distância para um cruzamento com ângulo 45°.....	50
Figura 4.16.	Gráfico de corrente <i>shunt versus</i> distância para um cruzamento com ângulo 45°.....	51
Figura 4.17.	Mapa indicando a visão geral do gasoduto e das LTs interferentes (fonte: Google Earth).....	52
Figura 4.18.	Vista da faixa compartilhada entre as LTs de 345 kV e 138 kV (fonte: Google Street View).....	52
Figura 4.19.	Silhueta típica para as torres das LTs 345 kV.	53
Figura 4.20.	Silhueta típica para as torres das LTs 138 kV (configuração com um condutor para-raios).	53
Figura 4.21.	Silhueta típica para as torres das LTs 138 kV (configuração com dois condutores para-raios).	54
Figura 4.22.	Gráfico de tensão induzida <i>versus</i> distância para o gasoduto estudado, indicando as contribuições de cada LT ao acoplamento indutivo.....	55
Figura 4.23.	Gráfico de tensão induzida e amostras medidas <i>versus</i> distância para o gasoduto estudado.....	56
Figura 4.24.	Gráfico de corrente longitudinal <i>versus</i> distância para o gasoduto estudado.	56
Figura 4.25.	Gráfico de corrente <i>shunt versus</i> distância para o gasoduto estudado.....	57
Figura 5.1.	Representação de uma LT pelo circuito n-nominal (modelo de linha média).	60
Figura 5.2.	Diagrama unifilar de um sistema de transmissão com ocorrência de falta no ponto F, reproduzido de [60].....	64
Figura 5.3.	Modelo construído no ATP para simulações de curto-circuito.....	65
Figura 5.4.	Geometria da torre típica.	65
Figura 5.5.	Estimativas de localização de faltas para modelo de solo uniforme e desprezando a tubulação interferida, para curto-circuito AT simulado a: (a) 40 km, (b) 80 km, (c) 120 km e (d) 160 km.....	67
Figura 5.6.	Estimativas de localização de faltas para modelo de solo estratificado e incluindo a tubulação interferida, para curto-circuito AT simulado a: (a) 40 km, (b) 80 km, (c) 120 km e (d) 160 km.	67
Figura 5.7.	Dispersão do erro absoluto para faltas AT, assumindo a presença de tubulação e solo estratificado.....	68
Figura 6.1.	Ilustração curto-circuito monofásico em uma LT e elevação de potencial do solo nas imediações das torres.	70
Figura 6.2.	Ilustração esquemática do modelo de aterramento a parâmetros concentrados.	71
Figura 6.3.	Ilustração esquemática do modelo de aterramento a parâmetros distribuídos.	72

Figura 6.4.	Eletrodo puntiforme em solo de duas camadas.....	73
Figura 6.5.	Eletrodo filamentar em solo de duas camadas.....	74
Figura 6.6.	Distribuição da densidade linear de corrente em um condutor filamentar de 1 m de comprimento, reproduzido de [68].....	75
Figura 6.7.	Condutor retilíneo nas configurações horizontal e vertical.	78
Figura 6.8.	Distribuição da densidade linear de corrente ao longo do condutor retilíneo.	79
Figura 6.9.	Distribuição dos potenciais escalares na superfície do condutor retilíneo.	79
Figura 6.10.	Distribuição da densidade linear de corrente em função do número de subdivisões do condutor.....	80
Figura 6.11.	Resistência de aterramento em função do número de subdivisões do condutor.....	81
Figura 6.12.	Vista superior do cruzamento entre LT e gasoduto.....	81
Figura 6.13.	Vista lateral do cruzamento entre LT e gasoduto.	82
Figura 6.14.	Densidades lineares de corrente injetada no solo pelos contrapesos das torres.....	83
Figura 6.15.	Elevação de potencial do solo adjacente ao gasoduto.	83
Figura 6.16.	Elevação de potencial na superfície do solo, com linhas equipotenciais....	84
Figura 6.17.	Elevação de potencial do solo adjacente ao gasoduto antes e depois das mitigações.	85
Figura 6.18.	Elevação de potencial na superfície do solo após remoção dos contrapesos, com linhas equipotenciais.	85
Figura 6.19.	Respostas de diferentes modelos de cálculo da elevação de potencial do solo, configuração original.	86
Figura 6.20.	Distribuição da corrente em solo de duas camadas com: (a) coeficiente de reflexão positivo; e (b) coeficiente de reflexão negativo, reproduzido de [10].	87
Figura 6.21.	Elevação de potencial na superfície do solo pelo modelo a parâmetros concentrados, configuração original, com linhas equipotenciais.....	87
Figura 6.22.	Respostas de diferentes modelos de cálculo da elevação de potencial do solo, após remoção dos contrapesos.	88
Figura 6.23.	Vista em perspectiva do sistema de aterramento, cotas em metros.	89
Figura 6.24.	Densidades lineares de corrente injetada no solo pelos condutores da malha de aterramento.	90
Figura 6.25.	Elevação de potencial do solo nos perfis de observação.	90
Figura 6.26.	Distribuição das tensões de toque nos perfis de observação.	91
Figura 6.27.	Distribuição das tensões de passo nos perfis de observação.	91
Figura 6.28.	Elevação de potencial do solo na região da malha de aterramento, com linhas equipotenciais.	92
Figura 6.29.	Distribuição das tensões de toque na região da malha de aterramento, com linhas equipotenciais.	92
Figura 6.30.	Distribuição das tensões de passo na região da malha de aterramento, com linhas equipotenciais.	93
Figura 6.31.	Limites de tensão de toque e passo suportáveis para condição de solo nu.	93
Figura 6.32.	Limites de tensão de toque suportáveis para alguns materiais de recobrimento.....	94
Figura 6.33.	Limites de tensão de passo suportáveis para alguns materiais de recobrimento.....	94

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1.	Efeitos da corrente elétrica no corpo humano conforme IEC 60479-1.....	15
Tabela 2.2.	Limites de tensão de estresse em função do tipo de revestimento.....	18
Tabela 2.3.	Probabilidades de ocorrência de corrosão CA conforme [7].....	18
Tabela 2.4.	Resistividades típicas de materiais de recobrimento [1].....	22
Tabela 3.1.	Resistividades típicas de alguns tipos de solo [4].....	23
Tabela 3.2.	Parâmetros de configuração do AG.....	33
Tabela 3.3.	Espaçamentos e medições de resistividade aparente conforme Anexo B.1 da NBR 7117 [4].....	34
Tabela 3.4.	Resultados da estratificação para os dados do Anexo B.1 da NBR 7117...	34
Tabela 3.5.	Espaçamentos e medições de resistividade aparente conforme Anexo B.2 da NBR 7117 [4].....	35
Tabela 3.6.	Resultados da estratificação para os dados do Anexo B.2 da NBR 7117...	35
Tabela 3.7.	Espaçamentos e medições de resistividade aparente conforme Anexo B.3 da NBR 7117 [4].....	36
Tabela 3.8.	Resultados da estratificação para os dados do Anexo B.3 da NBR 7117...	36
Tabela 4.1.	Resistividades típicas de alguns revestimentos [2],[57].....	46
Tabela 4.2.	Características da tubulação para o estudo do cruzamento.....	49
Tabela 4.3.	Características dos condutores da LT para o estudo do cruzamento.....	49
Tabela 4.4.	Características do gasoduto.....	51
Tabela 4.5.	Características dos condutores das LTs de 345 kV.....	54
Tabela 4.6.	Características dos condutores das LTs de 138 kV.....	54
Tabela 4.7.	Correntes nominais em função da classe de tensão.....	54
Tabela 4.8.	Medições de resistividade elétrica ao longo do gasoduto.....	55
Tabela 5.1.	Especificação dos condutores da LT.....	66
Tabela 5.2.	Impedâncias da LT no domínio de seqüências.....	66
Tabela 5.3.	Correntes de curto-circuito para falta AT.....	66
Tabela 5.4.	Correntes de curto-circuito para falta AB.....	67
Tabela 5.5.	Erros de localização para falta AT, solo uniforme, sem interferências.....	68
Tabela 5.6.	Erros de localização para falta AT, solo estratificado, com interferências.....	68
Tabela 6.1.	Resistências de aterramento para o condutor retilíneo.....	78
Tabela 6.2.	Contribuições ao curto-circuito monofásico na torre 1.....	82
Tabela 6.3.	Resistividade elétrica do solo próximo aos pés das torres.....	82
Tabela 6.4.	Resistências de aterramento das torres.....	82
Tabela 6.5.	Máxima elevação de potencial do solo adjacente ao gasoduto.....	83
Tabela 6.6.	Resistências de aterramento das torres antes e depois das mitigações....	84
Tabela 6.7.	Máxima elevação de potencial do solo adjacente ao gasoduto antes e depois das mitigações.....	84
Tabela 6.8.	Máxima elevação de potencial do solo para diferentes modelos de cálculo, configuração original.....	86
Tabela 6.9.	Máxima elevação de potencial do solo para diferentes modelos de cálculo, após remoção dos contrapesos.....	88
Tabela 6.10.	Resistividade elétrica do solo no local da malha de aterramento.....	89
Tabela 6.11.	Resistência, corrente imposta e GPR da malha de aterramento.....	89
Tabela 6.12.	Tensões de toque e passo máximas na malha de aterramento.....	93

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos Latinos

a	Espaçamento dos eletrodos no arranjo de Wenner	[m]
c	Profundidade dos eletrodos de medição no arranjo de Wenner	[m]
C_d	Capacitância por unidade de comprimento entre a tubulação e a terra	[F/m]
$d_{f,j}$	Distância entre a tubulação e o j -ésimo condutor fase	[m]
d_{zi}	Afastamento em relação ao eixo da LT da zona de interferência	[m]
\hat{E}	Força eletromotriz induzida	[V/m]
\hat{E}_d	Tensão induzida no metal da tubulação	[V]
E_{op}	Tensão de circuito aberto por acoplamento capacitivo	[V]
\hat{E}_p	Tensão de passo	[V]
$E_{p,máx}$	Máxima tensão de passo admissível	[V]
\hat{E}_S	Tensão de solitação da tubulação	[V]
\hat{E}_t	Tensão de toque	[V]
$E_{t,máx}$	Máxima tensão de toque admissível	[V]
f	Frequência do sistema elétrico de potência	[Hz]
fem	Força eletromotriz	[V]
GPR	Elevação de potencial do solo do sistema de aterramento	[V]
h_d	Altura do eixo da tubulação em relação ao nível do solo	[m]
$h_{f,j}$	Altura média do j -ésimo condutor fase	[m]
h_i	Espessura da i -ésima camada de solo	[m]
h_s	Espessura da camada de recobrimento do solo	[m]
I_{AB}	Corrente injetada no arranjo de Wenner	[A]
\hat{I}_{AF}	Corrente de falta na fase A registrada no localizador	[A]
\hat{I}_{Apre}	Corrente de pré-falta na fase A registrada no localizador	[A]
I_B	Corrente máxima suportável pelo corpo humano	[A]
\hat{I}_d	Corrente longitudinal no circuito vítima	[A]
\hat{I}_f	Corrente de falta drenada ao solo	[A]
\hat{I}_F	Fasor corrente total de falta	[A]
\hat{I}_G	Fasor corrente registrado no terminal G	[A]
\hat{I}_{G0}	Corrente de sequência zero registrada no localizador	[A]
\hat{I}_j	Corrente elétrica injetada no solo pelo j -ésimo segmento	[A]
\hat{I}_{LT}	Corrente elétrica fluindo pela LT	[A]
\hat{I}_{sc}	Corrente de descarga eletrostática	[A]
\hat{J}	Densidade de corrente elétrica	[A/m ²]
L	Comprimento da tubulação exposta	[m]
l_j	Comprimento do j -ésimo segmento do condutor de aterramento	[m]
\bar{P}	Matriz de coeficientes de potenciais de Maxwell	[m/F]
R_{2Fp}	Resistência representativa dos dois pés em paralelo	[Ω]
R_{2Fs}	Resistência representativa dos dois pés em série	[Ω]
R_a	Resistência aparente no arranjo de Wenner	[Ω]
R_{AC}	Resistência ôhmica do condutor corrigida para a temperatura	[Ω /m]
R_B	Resistência elétrica representativa do corpo humano	[Ω]
r_{def}	Raio de um defeito de revestimento em formato cilíndrico	[m]
r_{ext}	Raio externo do condutor	[m]
R_F	Resistência de falta	[Ω]
R_g	Resistência de aterramento do eletrodo	[Ω]

r_{int}	Raio interno do condutor	[m]
RMG	Raio médio geométrico do condutor	[m]
RMG_{tu}	Raio médio geométrico do condutor tubular	[m]
t_s	Tempo de exposição à corrente de choque elétrico	[s]
U_j	Potencial escalar produzido no ponto de observação pelo j -ésimo segmento	[V]
\hat{U}_s	Elevação de potencial do solo local	[V]
\hat{V}_{AF}	Tensão de falta na fase A registrada no localizador	[V]
V_{CD}	Tensão medida no arranjo de Wenner	[V]
\hat{V}_G	Fasor tensão registrado no terminal G	[V]
V_{LT}	Tensão entre as fases da LT	[kV]
Y_0	Admitância <i>shunt</i> de sequência zero da LT	[S/m]
Y_1	Admitância <i>shunt</i> de sequência positiva da LT	[S/m]
Y_2	Admitância <i>shunt</i> de sequência negativa da LT	[S/m]
Y_d	Admitância do circuito vítima	[S/m]
Z_0	Impedância de sequência zero da LT	[Ω /m]
Z_1	Impedância de sequência positiva da LT	[Ω /m]
Z_2	Impedância de sequência negativa da LT	[Ω /m]
Z_{app}	Impedância aparente entre o localizador e ponto de falta	[Ω]
Z_C	Impedância característica do circuito vítima	[Ω]
Z_d	Impedância do circuito vítima com caminho de retorno pela terra	[Ω /m]
Z_{L0}	Impedância total de sequência zero da LT	[Ω]
Z_{L1}	Impedância total de sequência positiva da LT	[Ω]
Z_m	Impedância mútua entre os circuitos fonte e vítima	[Ω /m]

Símbolos Gregos

ρ	Resistividade elétrica uniforme do solo	[Ω .m]
ρ_1	Resistividade elétrica do solo na primeira camada	[Ω .m]
ρ_2	Resistividade elétrica do solo na segunda camada	[Ω .m]
ρ_a^m	Resistividade aparente do solo medida	[Ω .m]
ρ_i	Resistividade elétrica do solo na i -ésima camada	[Ω .m]
ρ_s	Resistividade do material de revestimento do solo	[Ω .m]
ω	Frequência angular do sistema elétrico	[rad/s]
ϵ_0	Constante de permissividade elétrica no vácuo	[F/m]
δ_{rev}	Espessura da camada de revestimento isolante da tubulação	[m]
Φ	Fluxo magnético	[Wb]
μ	Permeabilidade magnética	[H/m]
γ	Constante de propagação do circuito vítima	[m ⁻¹]
ρ_d	Resistividade elétrica do material da tubulação	[Ω .m]
μ_0	Constante de permeabilidade magnética do espaço livre	[H/m]
ρ_{rev}	Resistividade elétrica do revestimento isolante	[Ω .m]
$\hat{\delta}_j$	Densidade linear de corrente dispersada pelo j -ésimo segmento	[A/m]
λ_j	Densidade linear de corrente normalizada do j -ésimo segmento	[A/m]

Grupos Adimensionais

\tilde{H}_1	Função de Struve de primeira ordem
\tilde{J}_0	Função de Bessel de primeira espécie e ordem zero
k	Coefficiente de reflexão do solo
$K_{N,s}$	Função <i>kernel</i> da estrutura do solo
M	Quantidade de amostras de resistividade aparente

m	Distância por unidade de comprimento entre o ponto de falta e o localizador
N	Número de camadas do solo estratificado
N_{ger}	Total de gerações
N_{ind}	Indivíduos da população
N_s	Número total de subdivisões da malha de aterramento
N_{var}	Variáveis de otimização pelo AG
p_{mut}	Probabilidade de mutação
t_{cruz}	Taxa de cruzamento
t_{elit}	Taxa de elitismo
\tilde{Y}_1	Função de Bessel de segunda espécie e primeira ordem
Γ	Operador somatório das funções tipo ψ no método das Imagens Complexas
ε_{rev}	Permissividade elétrica relativa do revestimento isolante
ε_r	Permissividade elétrica relativa do meio
ψ	Função auxiliar utilizada no método das Imagens Complexas
Ψ_e	Função erro quadrático normalizado da estratificação
μ_d	Permeabilidade magnética relativa do material da tubulação

Subscritos

a	aparente
def	defeito
ext	externo
int	interno
rev	revestimento
sup	superficial
tu	tubular

Sobrescritos

0	Estimativa inicial do parâmetro
eq	Equivalente
\wedge	Notação fasorial
$-$	Notação matricial
\rightarrow	Notação vetorial
m	Valor medido

Siglas

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AG	Algoritmo genético
ANAFAS	Análise de Faltas Simultâneas
API	American Petroleum Institute
ATP	Alternate Transients Program
CA	Corrente alternada
CC	Corrente contínua
CDEGS	Current Distribution, Electromagnetic Fields, Grounding and Soil Structure Analysis
CEFRACOR	Centre Français de L'Anticorrosion
CENELEC	European Committee for Electrotechnical Standardization
CIGRÉ	Conseil International des Grands Réseaux Électriques

EN	European Standard
EPE	Empresa de Pesquisa Energética
FBE	Fusion-Bonded Epoxy
GPGPU	General Purpose Graphic Processing Unit
IEC	International Electrotechnical Commission
IEEE	Institute of Electrical and Electronics Engineers
LT	Linha de Transmissão
MLM	Método de Levenberg-Marquardt
NACE	National Association of Corrosion Engineers
NBR	Norma Brasileira
pchip	Piecewise Cubic Hermite Interpolating Polynomial
SES	Safe Engineering Services
SP	Standard Practice

1 INTRODUÇÃO

A problemática das influências eletromagnéticas produzidas por linhas de transmissão de energia elétrica em alta tensão sobre outras estruturas metálicas em suas proximidades é um tema que vem sendo abordado por especialistas de todo o mundo há, pelo menos, sessenta¹ anos e que, no entanto, permanece atual e ainda impõe desafios [1].

No Brasil, com a autossuficiência em petróleo e a expansão da malha dutoviária, notadamente em razão do incremento no consumo de gás natural canalizado, aliados às necessidades de investimentos no setor elétrico e aos regulamentos ambientais que impõem restrições ao uso do espaço, os casos de interferência, ou mesmo compartilhamento de faixas de servidão, têm se tornado cada vez mais frequentes. Por outro lado, à medida que o sistema elétrico cresce em infraestrutura e potência instalada, aumentam os níveis de corrente de carregamento e de curto-circuito nas LTs.

Uma tubulação metálica, quando exposta aos condutores energizados de uma LT, é sujeita a uma variedade de fenômenos, que resultam no surgimento de tensões induzidas ao longo de seu traçado, decorrentes dos acoplamentos indutivo, condutivo e capacitivo entre as duas estruturas, em regimes permanente (condição normal de operação da LT) e transitório (ocorrência de falta na linha) [2]. Esses mecanismos são função direta da geometria das instalações, tipo e disposição dos condutores, classe de tensão, níveis de corrente, tipo de revestimento da tubulação, resistividade elétrica do solo, dentre outros. Eles acarretam riscos potenciais à integridade do patrimônio (instalações envolvidas) e de pessoas, podendo-se destacar: choque elétrico por tensões de toque ou passo, ruptura do dielétrico do revestimento isolante, danos por imposição de corrente ao metal e equipamentos ligados ao duto e, por fim, corrosão eletroquímica do metal por correntes alternadas.

Reciprocamente, a presença de uma tubulação metálica nas proximidades de uma LT energizada, especialmente em longos comprimentos de paralelismo, também sujeita os condutores da LT aos acoplamentos citados, o que influencia diretamente no cálculo dos parâmetros no domínio de sequências da LT. Para aplicações que dependem do conhecimento desses parâmetros, tais como cálculos de curto-circuito, algoritmos de proteção e de localização de faltas em LTs, a presença de uma estrutura metálica interferida pode afetar sobremaneira os resultados, conduzindo a equívocos de dimensionamento e de ajuste de dispositivos de proteção em situações nas quais a interferência não é considerada.

Por tratar da interação de sistemas críticos, que demandam alta disponibilidade e possuem elevadas classificações de risco, a estratégia viável para lidar com o problema das interferências é a predição, durante a fase de projeto das instalações, e mitigação, caso se constate alguma violação aos critérios de segurança preceituados. Para tanto, são utilizadas uma série de ferramentas de simulação numérica, em sua maioria comerciais. Algumas dessas ferramentas, em benefício da viabilidade computacional, admitem premissas e simplificações matemáticas nem sempre precisas, o que pode levar a duas situações extremas: 1) os resultados são “mascarados” e riscos reais deixam de ser previstos; ou 2) os resultados são conservadores e majorados por coeficientes de segurança, ocasionando gastos excessivos com projetos de mitigação de riscos.

As simplificações mais comumente adotadas relacionam-se à maneira como a resistividade elétrica do solo é considerada no modelo de simulação. Como será descrito nos capítulos seguintes, a formulação analítica clássica dos fenômenos de acoplamento considera o solo homogêneo, com uma única resistividade elétrica, ou, ainda, como uma estrutura de duas camadas, com resistividades diferentes. Isso favorece a convergência dos programas de cálculo ao limitar o número de termos das séries de potências envolvidas, porém, poucos casos reais são retratados fidedignamente [3].

Com o crescimento do poder computacional, em especial a popularização das técnicas de paralelização e dos sistemas de aceleração GPGPU, sigla traduzida livremente como unidade de processamento gráfico multipropósito, surge espaço para aprimoramento dos métodos de cálculo disponíveis, visando à

¹ A norma IEEE Std. 80, que trata extensivamente de fenômenos de acoplamento condutivo, foi originalmente escrita em 1954.

construção de modelos de simulação mais realistas e, conseqüentemente, projetos de instalações mais seguras, com soluções tecnicamente viáveis e econômicas.

1.1 OBJETIVOS, METODOLOGIA E ESCOPO DO TRABALHO

O objetivo principal deste trabalho é desenvolver um conjunto de ferramentas destinado à realização de simulações de interferências eletromagnéticas entre LTs aéreas e tubulações subterrâneas, em regimes permanente e transitório de curto-circuito, tendo como pré-requisito a modelagem de: 1) geometrias arbitrárias; 2) sistemas compostos por quaisquer números de condutores fase, para-raios e de aterramento; e 3) solo heterogêneo nas direções horizontal e vertical. Para tanto, define-se quatro objetivos específicos, descritos abaixo.

Objetivo A) Construção do modelo de estratificação do solo: desenvolvimento de um método para determinação otimizada dos parâmetros elétricos do solo, considerando uma estrutura estratificada em camadas finitas e horizontais. Será empregado um algoritmo híbrido para solução de um problema de mínimos quadrados, tendo como entradas os valores das medições de resistência elétrica aparente, obtidos em campo por meio do método de Wenner, e, como saídas, o número de camadas, e as resistividades elétricas e espessuras de cada camada. Os resultados serão validados por meio do estudo dos três casos apresentados nos anexos B.1, B.2 e B.3 na norma ABNT NBR 7117 e comparação com o *software* comercial CDEGS² [4].

Objetivo B) Construção do modelo de indução eletromagnética: desenvolvimento de um programa de cálculo das forças eletromotrizes induzidas no metal da tubulação (acoplamento indutivo), em função da resistividade do solo, geometrias da LT e da tubulação, tipo e disposição dos condutores fase e para-raios, características do revestimento da tubulação e corrente fluindo pelos condutores. Será utilizado um algoritmo de pré-processamento das coordenadas da LT e da tubulação, para identificação de cruzamentos e paralelismos, e subdivisão dos trechos da tubulação em segmentos tais que obliquidades possam ser tratadas como paralelismos equivalentes, a partir do que serão calculadas as impedâncias próprias e mútuas do sistema. As impedâncias mútuas entre condutores aéreos e o metal enterrado serão calculadas por meio da solução analítica da forma fechada da integral de Carson. O programa será validado de duas maneiras: 1) simulação de um caso hipotético de interferência e comparação com o *software* comercial CDEGS; e 2) simulação de um caso real de interferência em regime permanente e comparação com medições do potencial tubo-solo realizadas em campo.

Objetivo C) Construção do modelo da LT em condições de interferência: desenvolvimento de um programa de cálculo das impedâncias de sequência positiva e zero de LTs na presença de tubulações subterrâneas, em função da resistividade do solo, geometrias da LT e da tubulação, tipo e disposição dos condutores fase e para-raios, características do revestimento da tubulação e corrente fluindo pelos condutores. Assim como no modelo de indução eletromagnética, será utilizada a solução analítica da forma fechada da integral de Carson. O programa será validado por meio da simulação de um caso hipotético de interferência e comparação com a rotina *Line Constants*, integrante do *software* ATP. Uma vez validado o programa, para exemplificar alguns dos impactos da presença da tubulação interferida sobre a LT interferente, realizam-se análises de curto-circuito e testes de desempenho dos algoritmos de Localização de Faltas em LTs comumente empregados (Método da Reatância, Método Takagi e Método Takagi Modificado), destacando as alterações dos níveis de curto-circuito em sistemas interferidos e nas impedâncias medidas por dispositivos numéricos de monitoração.

Objetivo D) Construção do modelo do sistema de aterramento: desenvolvimento de uma rotina de cálculo para, a partir da estratificação do solo, topologia, dimensões dos condutores e corrente ou tensão imposta à malha de aterramento, determinação de sua resistência e da resposta em elevação de potencial do solo (acoplamento condutivo). Os condutores de aterramento serão subdivididos em porções

² O *software* CDEGS, desenvolvido pela empresa canadense SES, é um conjunto integrado de módulos de engenharia, desenvolvido para análises de problemas relacionados a sistemas de aterramento, campos eletromagnéticos e interferências eletromagnéticas. É amplamente utilizado em diversos países para estudos de interferências eletromagnéticas e de aterramento elétrico, e considerado pela comunidade científica experimentalmente válido.

suficientemente pequenas para se comportarem como fontes filamentosas de corrente. O método proposto será baseado em uma fórmula de redução do solo estratificado ao modelo equivalente de duas camadas e subsequente aplicação do método das Imagens Complexas para obtenção dos potenciais nos pontos de observação. A validação se dará por meio de estudos de casos de interferências em regime transitório e comparação com simulações produzidas pelo *software* comercial CDEGS.

Não serão desenvolvidas análises específicas de acoplamento capacitivo, pois a parcela predominante das linhas de transporte ou distribuição dutoviárias é subterrânea e, como se esclarecerá no item 2.3, isenta dos efeitos desse tipo de interferência. Também será omitida a formulação analítica para os cálculos de curto-circuito em sistemas de potência, por ser tópico já bem estabelecido e fartamente documentado. Esses parâmetros serão considerados dados de entrada para os modelos apresentados no transcrito do trabalho.

1.2 CONTRIBUIÇÕES DA DISSERTAÇÃO

As principais contribuições dessa dissertação são:

- Ampliação do conjunto de materiais disponíveis em língua portuguesa acerca dos fenômenos de interferências eletromagnéticas entre LTs e tubulações metálicas subterrâneas, consolidando conceitos teóricos, aspectos práticos e métodos de cálculo em um único volume.
- Desenvolvimento de um programa de cálculo para estratificação do solo em múltiplas camadas horizontais, a partir das medições de resistividade elétrica aparente, baseado na solução direta das equações que expressam o potencial escalar no solo.
- Desenvolvimento de um programa de cálculo das tensões e correntes induzidas em uma instalação interferida por acoplamento magnético, baseado na solução analítica em forma fechada da integral de Carson, sem limitações quanto ao afastamento entre as estruturas, faixa de resistividades elétricas do solo e espectro de frequências.
- Desenvolvimento de um programa de cálculo aprimorado de parâmetros de LTs, utilizando, também, a solução analítica em forma fechada da equação de Carson, e levando em conta a presença de interferências e a estratificação do solo.
- Desenvolvimento de um programa de cálculo dos parâmetros de malhas de aterramento (resistência, corrente injetada e elevação de potencial) com configurações arbitrárias, considerando o solo estratificado em duas camadas horizontais.

Em relação à divulgação dos resultados obtidos nesta dissertação, enumeram-se, a seguir, em ordem cronológica, as principais publicações em anais de conferências nacionais:

1. MARTINS, A.; KLAUSING, J. P.; TORRES, D. Estudo de Corrosão por Correntes Alternadas em uma Linha de Transporte de Gás. *34º Congresso Brasileiro de Corrosão (INTERCORR 2014)*, Fortaleza-CE, 2014.
2. MARTINS, A.; TEIXEIRA, P. C.; VALENTE, A. Avaliação de Modelos Computacionais para Simulação do Sistema de Aterramento de Torres de Transmissão e Cálculo das Tensão de Estresse Imposta ao Revestimento Isolante de Dutos Enterrados. *XXIII Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica (SNPTEE 2015)*, Foz do Iguaçu-PR, 2015.
3. MARTINS, A.; SOARES, A. J. M. Ferramenta Baseada em Algoritmo Genético para Estratificação Otimizada do Solo. *XXIII Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica (SNPTEE 2015)*, Foz do Iguaçu-PR, 2015.
4. FURLAN, A. G.; MARTINS, A.; KUO-PENG, P.; DA LUZ, M. V. F. Improving Methods for Calculating the Inductive Interference Between Power Lines and Nearby Buried Pipelines. *Rio Pipeline Conference & Exposition 2015*, Rio de Janeiro-RJ, 2015.
5. FURLAN, A. G.; MARTINS, A.; KUO-PENG, P.; DA LUZ, M. V. F. Cálculo da Interferência Indutiva entre Linhas de Transmissão e Dutos Utilizando o Método dos Elementos Finitos. *13ª Conferência sobre Tecnologia de Equipamentos (COTEQ 2015)*, Cabo de Santo Agostinho-PE, 2015.

6. MARTINS-BRITTO, A.; LOPES, F. V. Cálculo de Parâmetros de Linhas Aéreas sob Condições de Interferência e Solo Estratificado: Estudo da Influência sobre Localizadores de Falhas. *XII Conferência Brasileira sobre Qualidade da Energia Elétrica (CBQEE 2017)*, Curitiba-PR, 2017.

1.3 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

Os objetivos específicos dessa dissertação envolvem quatro vertentes de estudos particulares e completas em si, cada qual com seus conceitos, métodos de cálculo e soluções específicas. Para que não se perca o nexos causal, o sequenciamento dos capítulos segue uma ordem lógica, em que cada tema é estudado isoladamente e considerado condição ou parâmetro de entrada para o que se expõe no capítulo seguinte. No contexto das interferências entre LTs e tubulações metálicas, os fenômenos, estudados de maneira individual ao longo do texto, ocorrem de maneira simultânea. Assim, a dissertação é dividida em sete capítulos, já inclusos o atual capítulo introdutório e as conclusões.

O **Capítulo 1** expõe o contexto em que se insere o trabalho, os objetivos, a metodologia e o escopo da dissertação.

O **Capítulo 2** contém um estudo preparatório dos fenômenos de interferências eletromagnéticas a serem abordados, riscos causados pelos mecanismos de acoplamento, critérios de segurança e técnicas de mitigação empregadas.

O **Capítulo 3** desenvolve o estudo da resistividade elétrica do solo, procedimento de medição em campo, determinação da resistividade aparente e estratificação em camadas horizontais, com implementação e testes do Objetivo A).

O **Capítulo 4** discute o acoplamento indutivo, modelagem da tubulação interferida em termos de um circuito elétrico equivalente e os cálculos das forças eletromotrizes induzidas, com desenvolvimento e validação do Objetivo B).

O **Capítulo 5** estende a discussão do capítulo precedente aos efeitos da presença da tubulação interferida sobre a LT interferente e seus impactos nas correntes de curto-circuito e dispositivos localizadores de faltas, com implementação e aplicação do Objetivo C).

O **Capítulo 6** apresenta o acoplamento condutivo, modelagem do sistema de aterramento interferente como fontes filamentosas de corrente e cálculos da elevação de potencial do solo, tensões de toque e passo, com desenvolvimento, validação e aplicação do Objetivo D).

O **Capítulo 7** sumariza o conteúdo apresentado na dissertação, tece conclusões e propostas para o desenvolvimento de trabalhos futuros.

Os capítulos 3 ao 6, por sua vez, são expostos de maneira sistemática, de acordo com o seguinte ordenamento de ideias: embasamento teórico, modelagem matemática, descrição do programa implementado, aplicação e validação por estudos de casos.

2 FUNDAMENTOS

Tubulações de transporte ou distribuição de fluidos são tipicamente subterrâneas e instaladas em profundidades relativamente baixas, podendo existir, também, trechos aéreos. Para proteção contra corrosão eletrolítica do material metálico, os dutos são dotados de uma camada de revestimento isolante e conectados a instalações de proteção catódica [5]. Outros equipamentos e dispositivos, os quais constituem pontos de contato elétrico com o metal, podem estar presentes, tais como: válvulas, provadores de corrosão, estações redutoras de pressão, reguladores, medidores etc.

Linhas aéreas³ de transmissão de energia elétrica são compostas por estruturas de suspensão (torres ou postes), isoladores, condutores fase e para-raios, condutores de aterramento das torres, denominados contrapesos, e as subestações terminais [6]. Os condutores para-raios são eletricamente interligados aos condutores contrapesos por meio da estrutura metálica das torres, com suas extremidades conectadas às malhas de aterramento das subestações terminais.

Para os propósitos dessa dissertação, denomina-se **interferência eletromagnética** a ocorrência de diferenças de potencial elétrico entre o metal revestido da tubulação e o solo em um ponto distante, causadas pela influência de LTs próximas, em regimes permanente e transitório. A tensão transferida para a estrutura interferida, comumente denominada tensão de sollicitação \hat{E}_S , é definida como a diferença fasorial entre o potencial elétrico na parede metálica da tubulação \hat{E}_d e no solo remoto \hat{U}_s , conforme (2.1) [2].

$$\hat{E}_S = \hat{E}_d - \hat{U}_s \quad [\text{V}]. \quad (2.1)$$

Em regime permanente, ou seja, condição normal de operação da LT, há fluxo de corrente elétrica pelos condutores fase [6]. Se a LT não for transposta, também se verifica fluxo de corrente pelos condutores para-raios. Essas correntes produzem linhas de campo magnético ao redor da LT.

Em regime transitório decorrente de curto-circuito na LT, o sistema elétrico de potência entra em um estado de desequilíbrio. Nas faltas envolvendo a terra, as subestações terminais fornecem contribuições à corrente de curto-circuito total, que flui pelas fases em falta. Uma parcela dessa corrente de curto-circuito retorna pelos condutores para-raios às subestações terminais, outra parcela é drenada ao solo por meio dos condutores de aterramento das torres. As correntes de curto-circuito que fluem pelos condutores produzem linhas de campo magnético, tal como no caso em regime permanente. As correntes drenadas ao solo produzem gradientes de potencial elétrico nas proximidades dos condutores de aterramento. Além dos eventos descritos, os condutores energizados produzem linhas de campo elétrico entre si e a superfície da terra, tanto em regime permanente como transitório.

A Figura 2.1 ilustra um cenário hipotético de interferências, com ocorrência de cruzamento entre a LT e a tubulação metálica, aproximações oblíquas e paralelas, trechos enterrados e aéreos e, também, equipamentos integrantes das instalações.

³ Embora se esteja considerando explicitamente o caso de linhas de transmissão aéreas, os mecanismos de interferências são os mesmos para instalações subterrâneas, com diferenças apenas nas geometrias envolvidas.

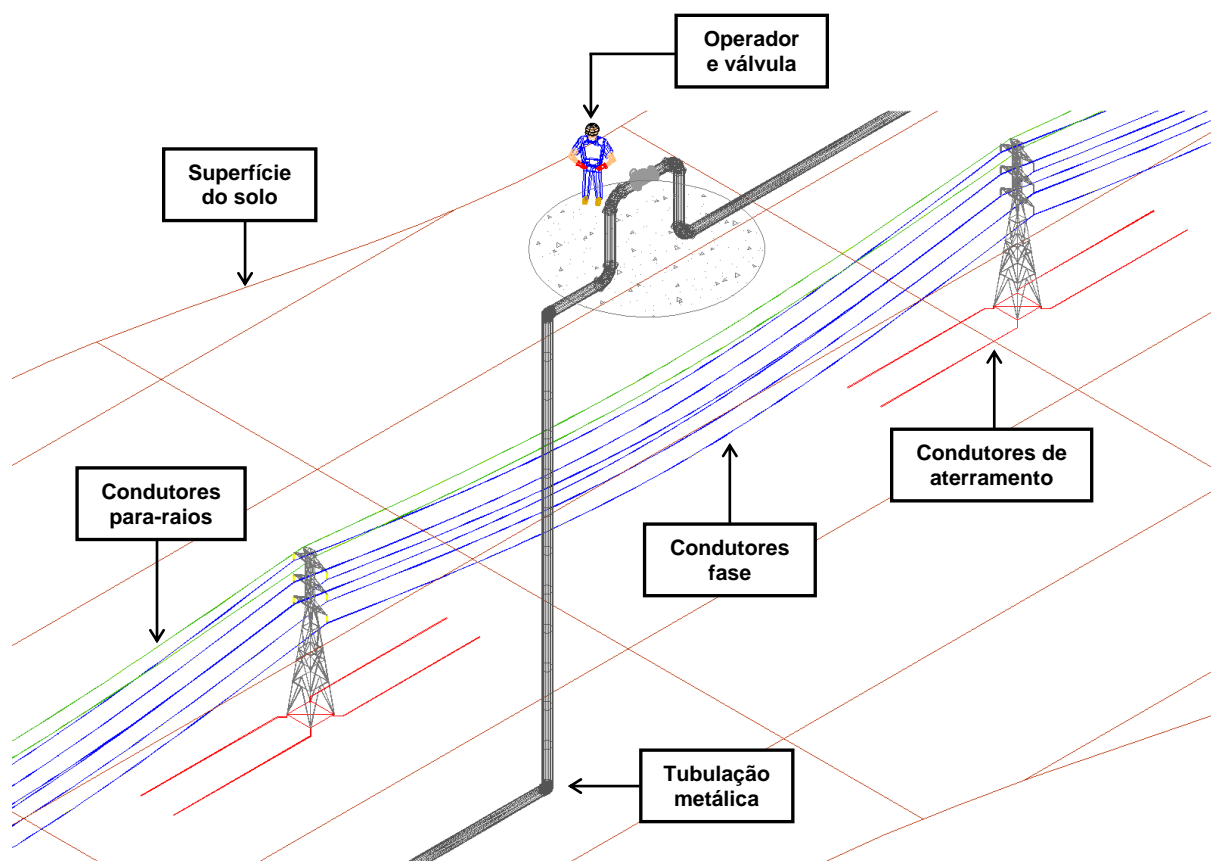


Figura 2.1. Interferência entre LT e tubulação metálica.

As interferências podem se originar por meio de três mecanismos de acoplamento: **indutivo**, **condutivo** e **capacitivo**. Em condição de falta na LT, a tensão na tubulação interferida pode variar entre centenas de volts e alguns quilovolts [2]. Em regime permanente os valores são consideravelmente mais baixos, muito embora ainda possam acarretar riscos, sobretudo do ponto de vista da segurança pessoal.

Os mecanismos de acoplamento, riscos envolvidos, critérios de segurança e técnicas de mitigação possíveis são discutidos nos tópicos subsequentes.

2.1 ACOPLAMENTO INDUTIVO

O acoplamento indutivo, também referido como acoplamento magnético, ocorre entre LTs e tubulações subterrâneas ou aéreas com traçado paralelo ou que se aproximam de seus condutores. A tubulação interferida é sujeita a tensões induzidas, resultantes dos campos magnéticos variantes no tempo produzidos pelas correntes que fluem pelos condutores da LT. Quando o fluxo magnético é concatenado com o material condutor da tubulação, resulta em forças eletromotrizes induzidas, as quais, por sua vez, produzem corrente elétrica na estrutura interferida. O fenômeno é ilustrado na Figura 2.2.

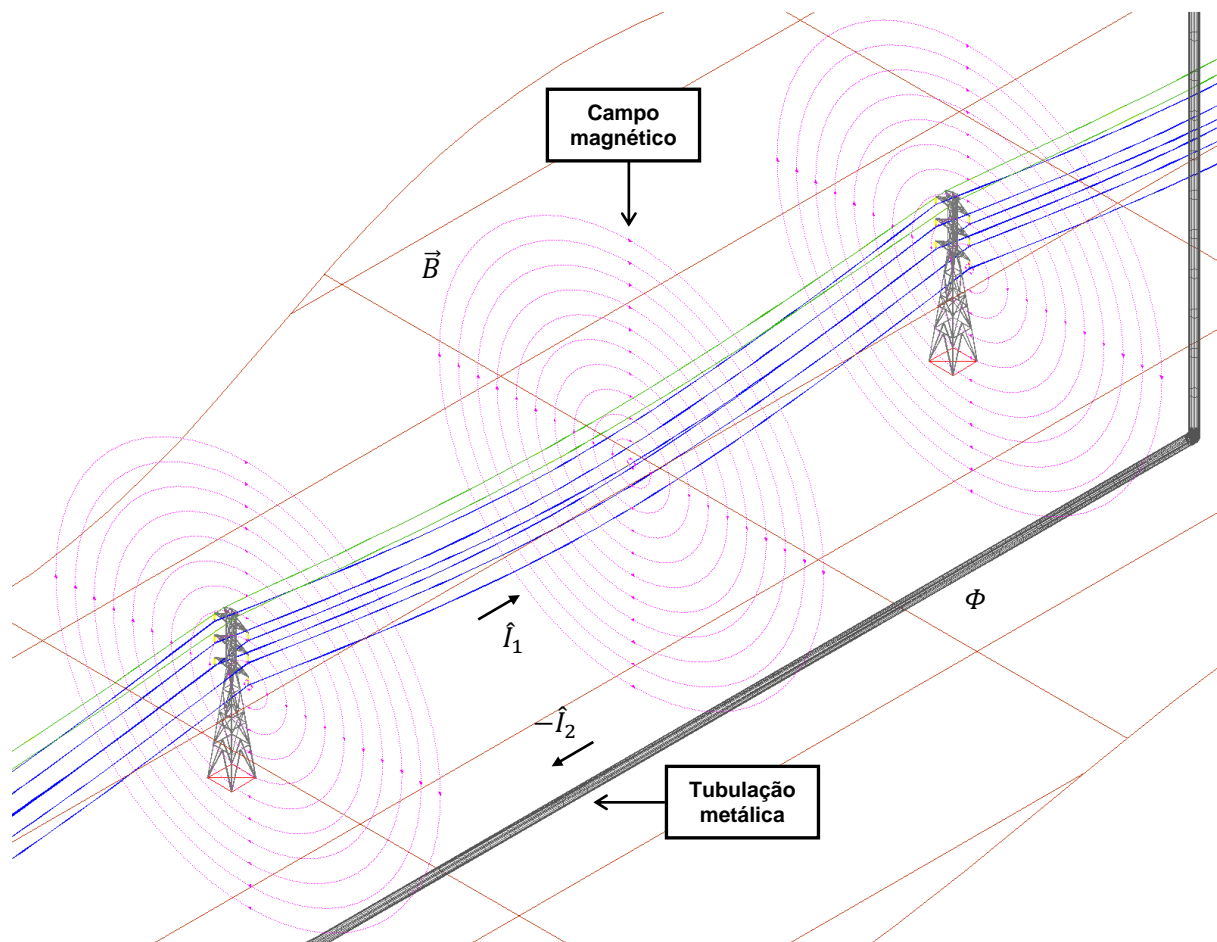


Figura 2.2. Acoplamento indutivo entre LT e tubulação interferida.

A influência eletromagnética resultante do acoplamento indutivo depende, fundamentalmente, dos seguintes parâmetros [2]:

- **Níveis de corrente:** em regime permanente, a força eletromotriz induzida aumenta em magnitude com a corrente de carregamento da LT. Em regime transitório, a *fem* induzida depende das contribuições ao curto-circuito fornecidas pelas subestações e das correntes que retornam pelos condutores para-raios.
- **Distância entre LT e tubulação:** a *fem* induzida decresce com o aumento da distância entre a LT e a tubulação interferida.
- **Comprimento da zona de interferência:** zona de interferência, ou de exposição, corresponde à extensão linear ao longo da geratriz da tubulação interferida onde a *fem* induzida por uma corrente de falta com caminho de retorno pela terra é superior a 10 V/km.kA, ou seja: uma corrente de 1000 A retornando pela terra produz uma força eletromotriz induzida superior a 10 V por quilômetro. A *fem* induzida aumenta linearmente com o comprimento da exposição, embora a tensão resultante seja limitada pela impedância de fuga do revestimento isolante da tubulação.
- **Resistividade elétrica do solo:** a resistividade elétrica do solo é determinante para as impedâncias próprias e mútuas do sistema, além do comprimento da zona de interferência. A tensão induzida tende a aumentar com a resistividade do solo.
- **Características da LT:** o modo de instalação (aérea ou subterrânea), tipo de circuito (simples ou duplo), disposição dos condutores (configuração vertical ou horizontal e sequência de fases), transposição da LT e a presença de condutores para-raios determinam a resposta em acoplamento indutivo, ou seja: para mesmas condições de operação, topologia e resistividade, configurações distintas podem produzir perfis de tensão consideravelmente diferentes.

- **Características da tubulação:** o tipo do material e as características do revestimento isolante da tubulação influenciam a resposta em acoplamento indutivo. Atualmente é consenso que os revestimentos isolantes mais modernos, de alta eficiência e classe de isolamento elevada, agravam os níveis de tensão induzidos [7].

Para os cálculos de acoplamento indutivo, a tubulação interferida é modelada como uma linha de transmissão clássica⁴. É utilizada a equação de Carson para o cálculo das impedâncias mútuas entre a LT e a tubulação e impedâncias próprias da tubulação no circuito com caminho de retorno pela terra, a partir das quais são computadas as forças eletromotrizes induzidas [8]. Neste trabalho, as tensões e correntes na tubulação são obtidas por meio de análise circuital nodal.

2.1.1 Zona de interferência eletromagnética

A zona de interferência eletromagnética relevante para os efeitos de acoplamento indutivo, definida conforme item 2.1 e representada na Figura 2.3, é determinada numericamente, segundo reportado pelo CIGRÉ, como o afastamento d_{zi} em relação ao eixo da LT em função da resistividade elétrica do solo ρ , expressa por (2.2) [2]. O comprimento da zona interferida, na figura, corresponde ao segmento de reta $AA' + A'B$.

$$d_{zi} = 200\sqrt{\rho} \quad [\text{m}]. \quad (2.2)$$

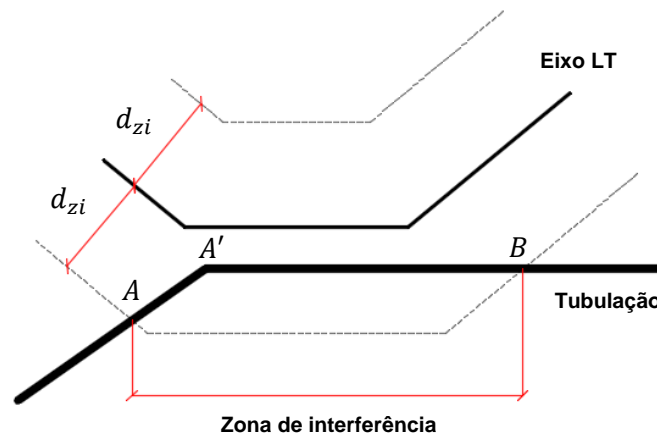


Figura 2.3. Zona de interferência eletromagnética.

2.2 ACOPLAMENTO CONDUTIVO

O acoplamento condutivo, ou resistivo, se dá entre os condutores de aterramento das torres ou subestações que fazem parte da LT e tubulações subterrâneas ou aéreas. Em uma situação de curto-circuito envolvendo a terra, uma corrente \hat{I}_f de “magnitude considerável” é drenada ao solo por meio dos eletrodos de aterramento, acarretando a elevação de potencial do eletrodo e do solo adjacente, usualmente referida na literatura como *GPR*. A elevação de potencial do solo é distribuída ao redor dos condutores de aterramento na forma de gradientes de potencial, que, por sua vez, determinam uma zona de influência, no interior da qual pessoas e instalações podem ser afetadas. Essa situação é retratada na Figura 2.4. Embora não tão comum, o acoplamento condutivo também pode ocorrer em tubulações diretamente conectadas a eletrodos de aterramento de instalações em alta tensão [2].

⁴ Para evitar ambiguidade com a LT do sistema elétrico de potência, a nomenclatura “linha de transmissão clássica” deve ser entendida em seu sentido genérico, definido como: um sistema composto por dois condutores separados por material dielétrico, ou um condutor com caminho de retorno pela terra, com parâmetros distribuídos. A corrente que flui por esse sistema é determinada por uma resistência e uma indutância em série. A tensão entre os condutores é função de uma capacitância e uma condutância *shunt*.

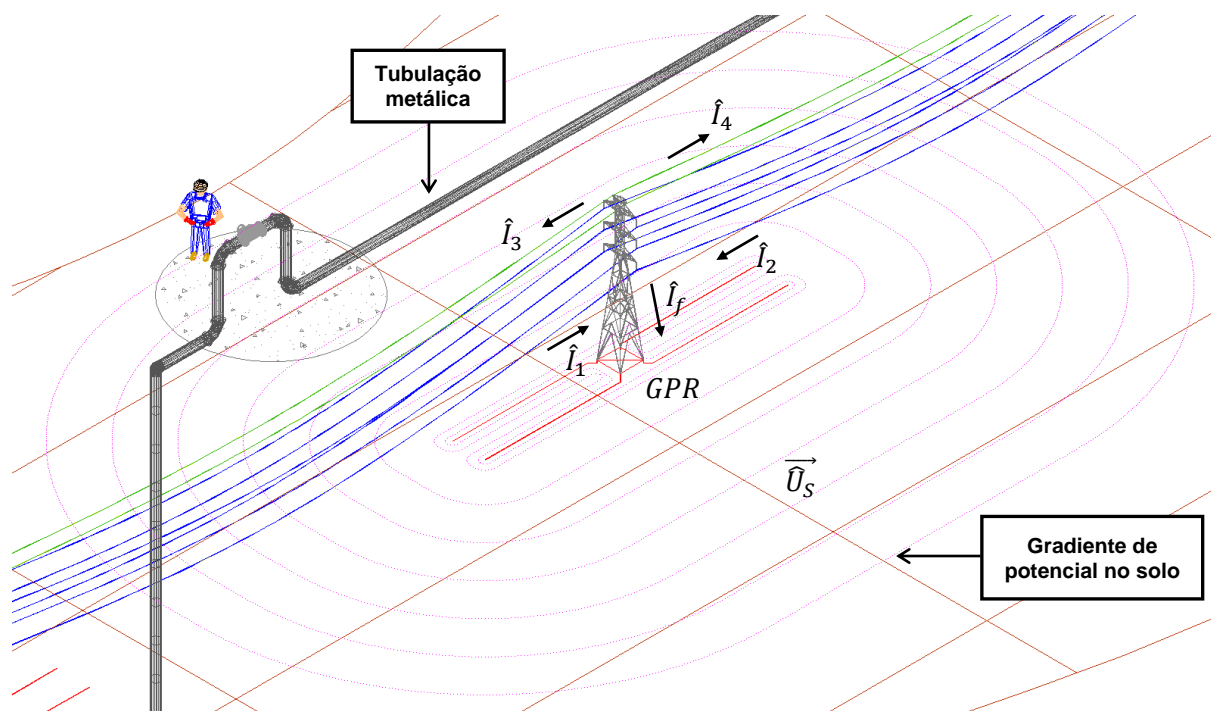


Figura 2.4. Acoplamento condutivo entre LT e tubulação na zona de influência dos contrapesos, em um cenário de curto-circuito.

A influência eletromagnética por acoplamento condutivo é determinada pelas seguintes variáveis [2]:

- **Corrente de curto-circuito:** os níveis de curto-circuito das subestações terminais determinam diretamente a magnitude da corrente de falta drenada pelo eletrodo de aterramento. Quanto maior essa corrente, maior a elevação de potencial do solo e, conseqüentemente, a tensão transferida à tubulação.
- **Quantidade e tipo de condutores para-raios:** em um evento de curto-circuito, parte das contribuições fornecidas pelas subestações retornam pelos condutores para-raios. Tipicamente, a resistência do circuito formado pelos para-raios e as malhas de aterramento das subestações terminais é consideravelmente menor que a resistência de aterramento nos contrapesos, o que reduz a corrente efetivamente imposta à tubulação interferida.
- **Distância entre o eletrodo de aterramento e tubulação:** os potenciais no solo são função do inverso da distância entre o sistema de aterramento e o ponto observado [9].
- **Geometria do eletrodo de aterramento:** a disposição dos condutores de aterramento no espaço determina a resistência da malha de aterramento e a distribuição da corrente de falta pelo solo [10].
- **Resistividade elétrica e estratificação do solo:** a resistividade elétrica do solo, em especial na camada profunda, é outro fator determinante da resistência da malha de aterramento [11]. Resistividades elevadas resultam em uma maior resistência, o que, em tese, limita a corrente de falta drenada ao solo. Entretanto, para uma mesma corrente de falta \hat{I}_f , solos mais resistivos produzem maiores elevações de potencial.

Os cálculos de acoplamento condutivo, em sua formulação mais simplista, consideram o eletrodo de aterramento como um elemento concentrado de corrente, imerso em um meio uniforme com resistividade elétrica ρ . As limitações desse modelo já foram detalhadamente estudadas em outro trabalho, tendo apresentado imprecisões e não sendo recomendado para estudos de casos complexos e/ou validação de projetos de mitigação [12]. Modelos computacionais realistas levam em conta as dimensões físicas dos condutores de aterramento (parâmetros distribuídos) e a estratificação do solo em camadas com espessuras e resistividades distintas. No modelo a parâmetros distribuídos, os condutores de aterramento são subdivididos em segmentos suficientemente pequenos para se comportarem como fontes filamentosas de corrente. Para cada fonte, a *GPR* é calculada empregando o método das Imagens Complexas [13]. A

elevação de potencial total em um dado ponto de observação é determinada pelo princípio da superposição.

2.3 ACOPLAMENTO CAPACITIVO

O acoplamento capacitivo, também conhecido como acoplamento eletrostático, ocorre de forma mais significativa entre LTs e tubulações aéreas. O campo elétrico ao redor dos condutores energizados de uma LT, imerso em um meio dielétrico – o ar, nas imediações da tubulação interferida e isolada do solo, resulta no acúmulo de cargas elétricas na superfície metálica dessa última, ou seja: na formação de capacitâncias entre as estruturas.

Instalações subterrâneas não estão sujeitas a interferências por acoplamento capacitivo, em razão da superfície do solo atuar como um elemento de blindagem eletrostática [14]. As figuras 2.5 e 2.6 apresentam uma visualização conceitual das linhas de campo elétrico ao redor da LT e do efeito de blindagem da instalação subterrânea. Entretanto, mesmo para esses casos, a compreensão dos mecanismos de acoplamento capacitivo não pode ser negligenciada, pois precauções devem ser tomadas durante os trabalhos de construção e manutenção da tubulação, visto que os tubos ficam expostos no interior de valas e acessíveis aos profissionais envolvidos. Uma medida de segurança comum, barata e eficaz é o aterramento provisório das colunas de tubos em construção.

De um modo geral, o acoplamento capacitivo não é causa de tensões de estresse significativas na estrutura interferida, sendo mais preocupantes as correntes de descarga eletrostática no capacitor formado entre a tubulação e a terra, no caso de uma pessoa em contato direto com o metal.

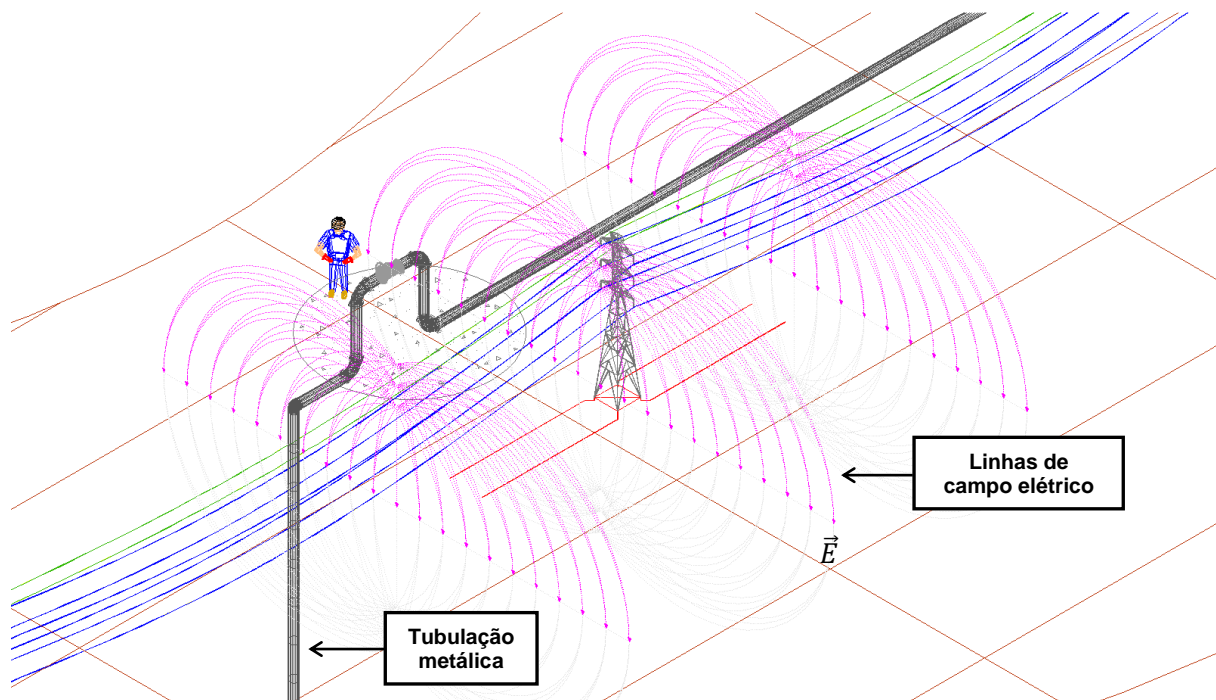


Figura 2.5. Linhas de campo elétrico produzidas pela LT nas imediações da tubulação interferida.

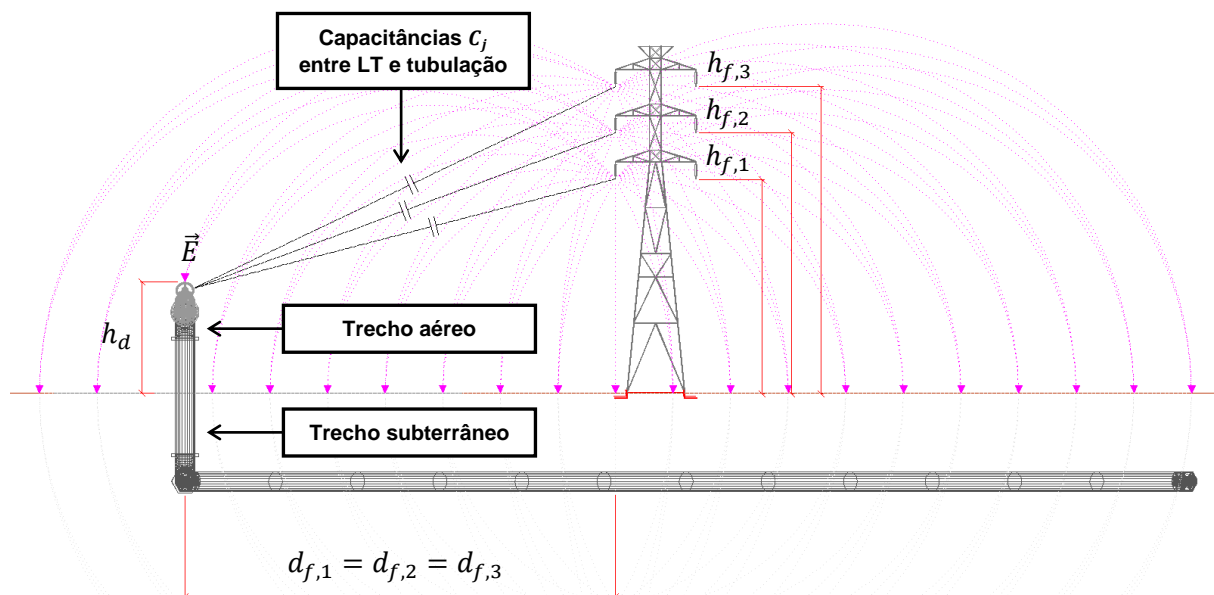


Figura 2.6. Acoplamento capacitivo entre LT e tubulação aérea e blindagem eletrostática da tubulação subterrânea.

A resposta em acoplamento capacitivo é determinada por [2]:

- **Tensão na LT:** o efeito capacitivo cresce linearmente com a tensão da LT.
- **Distância entre LT e tubulação:** os níveis de tensão induzidos por acoplamento capacitivo decrescem com o afastamento entre as instalações.
- **Comprimento da exposição:** as tensões capacitivas produzidas na tubulação interferida independem do comprimento da exposição, mas a corrente de descarga eletrostática aumenta com o comprimento da tubulação exposta.
- **Condições de operação da LT:** em regime permanente, em razão das diferentes posições dos condutores, pode haver um cancelamento parcial das componentes de tensão capacitiva produzidas na tubulação por cada fase, em outras palavras: tensão e corrente induzidas são uma função da diferença entre as capacitâncias. Em regime transitório, embora seja um evento de curta duração, o desbalanceamento das tensões nas fases pode contribuir com o aumento dos níveis de interferência. Em sistemas com mais de um circuito, o esquema de fases também desempenha importante papel na resposta.

Um dos métodos de cálculo mais precisos para predição da influência por acoplamento capacitivo é baseado na determinação e inversão da matriz dos coeficientes de potencial de Maxwell [15]. Considerando que o acoplamento capacitivo não será abordado em profundidade nos demais capítulos dessa dissertação, visto que o objetivo é o estudo envolvendo tubulações subterrâneas, apresenta-se abaixo, para referência, uma formulação simplificada que, para a maioria das situações práticas, atende ao propósito de neutralização de riscos durante exposições temporárias, tais como em eventos de trabalho nas proximidades da LT.

Admitindo uma tubulação aérea, isolada do solo e paralela ao longo de todo o seu comprimento L^5 com os condutores energizados de uma LT, e considerando as cotas indicadas na Figura 2.6, a tensão de circuito aberto E_{op} entre o metal e a terra, produzida por acoplamento capacitivo, é definida por:

$$E_{op} = 0,25 \cdot V_{LT} \cdot h_d \sqrt{\frac{h_{f,1}^2}{d_{f,1}^4} + \frac{h_{f,2}^2}{d_{f,2}^4} + \frac{h_{f,3}^2}{d_{f,3}^4} - \frac{h_{f,1} \cdot h_{f,2}}{d_{f,1}^2 \cdot d_{f,2}^2} - \frac{h_{f,2} \cdot h_{f,3}}{d_{f,2}^2 \cdot d_{f,3}^2} - \frac{h_{f,3} \cdot h_{f,1}}{d_{f,3}^2 \cdot d_{f,1}^2}} \quad [\text{V}], \quad (2.3)$$

⁵ Pode parecer excessivamente conservador admitir um cenário no qual a tubulação exposta encontra-se em perfeito paralelismo com os condutores energizados da LT. No entanto, essa condição é perfeitamente possível durante obras de construção, ainda que por breves períodos de tempo, quando as colunas de tubos são içadas por guindastes, rotacionadas e posicionadas sobre a vala.

em que V_{LT} é a magnitude da tensão entre as fases da LT, em quilovolts; h_d é a altura do eixo da tubulação em relação ao nível do solo, em metros; e $h_{f,j}$ e $d_{f,j}$ são, respectivamente, a altura média e a distância em relação à tubulação do j -ésimo condutor fase, em metros, com $j = 1, 2, 3$ [2].

Se a tubulação nessas condições for conectada à terra, haverá uma corrente de descarga eletrostática \hat{I}_{sc} pelo elemento de conexão dada por:

$$\hat{I}_{sc} = j \cdot \omega \cdot C_d \cdot L \cdot E_{op} \quad [\text{A}], \quad (2.4)$$

em que ω é a frequência angular do sistema elétrico, em radianos por segundo; L é o comprimento da tubulação, em metros; e C_d é a capacitância por unidade de comprimento entre a tubulação e a terra, em faradays por metro, calculada diretamente a partir da Lei de Gauss aplicada a um condutor cilíndrico, como:

$$C_d = \frac{\pi \cdot \epsilon_0}{\ln\left(\frac{2 \cdot h_d}{r_{ext}} - 1\right)} \quad [\text{F/m}], \quad (2.5)$$

sendo r_{ext} o raio externo da tubulação, em metros; e $\epsilon_0 = 8,8541878176 \times 10^{-12}$ F/m a constante de permissividade elétrica no vácuo.

Conhecendo os limiares de corrente elétrica toleráveis pelo corpo humano e seus efeitos, descritos na seção 2.4.6, é possível determinar, utilizando as expressões (2.3) a (2.5), o comprimento máximo para o qual a tubulação aérea pode permanecer desprovida de estruturas de aterramento e sem causar riscos a pessoas.

2.4 RISCOS ASSOCIADOS AOS FENÔMENOS DE INTERFERÊNCIAS

Os principais riscos causados pelas interferências eletromagnéticas relacionam-se à segurança pessoal e à integridade do patrimônio, podendo-se citar: riscos de eletrocussão por tensões de toque e passo, danos ao revestimento isolante, ao metal, juntas de isolamento e demais equipamentos interligados à tubulação.

2.4.1 Tensão de toque

O principal risco à segurança de pessoas é o contato com o metal da tubulação influenciado por interferências, que é função da intensidade e duração da corrente elétrica fluindo pelo corpo humano, convenientemente analisado em termos de limiares de tensão admissíveis [16].

Define-se tensão de toque como: “diferença de potencial entre um objeto metálico aterrado ou não e um ponto da superfície do solo separado por uma distância horizontal equivalente ao alcance normal do braço de uma pessoa; essa distância é convencionalmente igual a 1,0 m” [17].

A tensão de toque \hat{E}_t é numericamente igual à tensão de solitação \hat{E}_s , determinada em (2.1) e ilustrada na Figura 2.8.

Tensões de toque potencialmente perigosas podem surgir pelos três mecanismos de acoplamento: indutivo, condutivo e capacitivo, tanto em regime permanente como transitório. No regime permanente as tensões de toque são ditas de longa duração, enquanto que no regime transitório, de curta duração.

2.4.2 Tensão de passo

Nos eventos de curto-circuito envolvendo a terra (regime transitório), a elevação de potencial do solo, sobretudo na zona de influência do eletrodo de aterramento, pode acarretar a exposição de pessoas a tensões de passo, definida pela norma ABNT NBR 15751 como: “diferença de potencial entre dois pontos da superfície do solo separados pela distância de um passo de uma pessoa, considerada igual a 1,0 m” [17]. A tensão de passo também é causa de eletrocussão, com fluxo de corrente elétrica entre os dois pés do indivíduo, percorrendo a parte inferior do corpo humano.

Conhecida uma função vetorial $\vec{U}_s(x, y)$ que determina os potenciais na superfície do solo (assumido como contida na coordenada $z = 0$), e utilizando o sistema de coordenadas cartesianas representado na Figura 2.7, a tensão de passo \hat{E}_p em um ponto de observação $P(x_o, y_o)$ é calculada como:

$$\hat{E}_p = \nabla \hat{U}_s(x_o, y_o) \text{ [V]}. \quad (2.6)$$

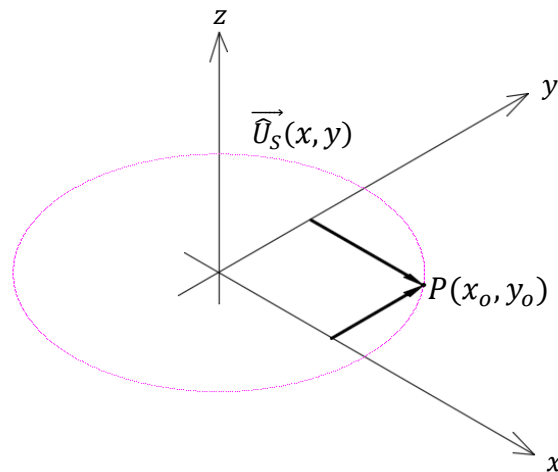


Figura 2.7. Sistema de coordenadas de referência para o cálculo da tensão de passo.

2.4.3 Danos ao revestimento isolante

A tensão transferida à tubulação por meio dos mecanismos de acoplamento indutivo e condutivo, em especial nas ocorrências em regime transitório, pode atingir valores consideráveis, provocando a ruptura do dielétrico da camada de revestimento da tubulação e, conseqüentemente, expondo o metal à atividade corrosiva [18]. Essa tensão entre a parede metálica interna e o solo adjacente também se denomina tensão de estresse do revestimento, sendo numericamente igual à tensão de solicitação \hat{E}_S , definida em (2.1).

Como se pode observar na Figura 2.8, tensão de estresse e tensão de toque correspondem ao mesmo fenômeno (tensão transferida à tubulação em relação ao solo remoto), porém com nomenclaturas diferentes a depender do contexto em que o caso de interferência é estudado.

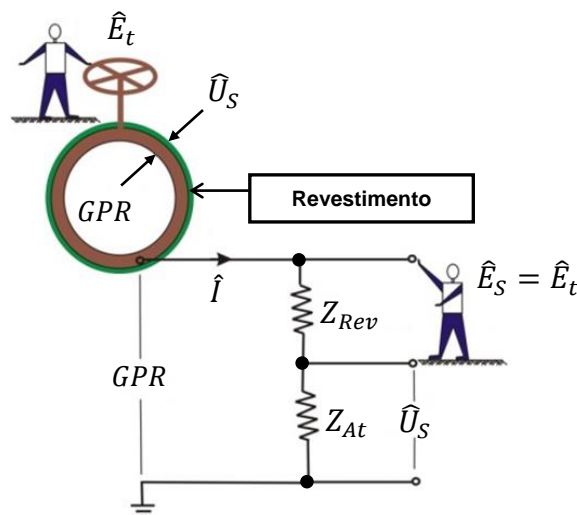


Figura 2.8. Ilustração conceitual das tensões de estresse e toque.

2.4.4 Danos ao metal

Por melhor que seja a qualidade e eficiência do revestimento isolante empregado, assim como o rigor nos procedimentos construtivos e de inspeção de juntas soldadas, instalações reais possuem falhas de revestimento, além de sua deterioração natural ao longo da vida útil das instalações que, mesmo invisíveis a olho nu, constituem pontos de contato elétrico entre o metal e o solo circundante. A norma ABNT NBR

ISO 15589-1 estabelece fatores típicos de falha no revestimento para alguns materiais comumente utilizados na indústria [19].

Teoricamente, caso uma corrente de curto-circuito de alta intensidade seja imposta à tubulação por acoplamento condutivo e flua através de um defeito ou imperfeição em seu revestimento isolante, esta produzirá o aquecimento do metal por efeito Joule e, no limite, o derretimento e perda de espessura do material. Entretanto, estudos demonstram que isso só ocorre em situações extremas, em que a tubulação está tão próxima do eletrodo de aterramento, em solo de resistividade tão baixa, que é formado um arco elétrico no solo, criando um caminho de baixa impedância e possibilitando o fluxo de grandes quantidades de corrente diretamente do aterramento para a tubulação [20].

Com o advento dos revestimentos de alta eficiência, tais como os baseados em polietileno extrudado, profissionais da área de dutos ao redor do mundo vêm manifestando grande preocupação com a corrosão eletrolítica (deterioração química) do metal, causada por correntes alternadas de longa duração, provocadas por acoplamento indutivo em regime permanente. O tema da corrosão por CA ainda permanece controverso e a compreensão de seus mecanismos, incompleta, especialmente em tubulações catodicamente protegidas. Entretanto, pode-se afirmar que a corrosão por CA ocorre em função das características do eletrólito (resistividade, pH, temperatura), dos níveis de tensão induzidos e das densidades de corrente alternada circulantes em possíveis pontos de falha no revestimento [7].

Na análise de corrosão por correntes alternadas, define-se uma densidade de corrente \hat{j} , produzida por uma tensão de solitação em regime permanente \hat{E}_S , fluindo através de um defeito de revestimento cilíndrico com raio r_{def} e espessura da camada isolante δ_{rev} , representado na Figura 2.9, por meio de (2.7) [21].

$$\hat{j} = \frac{\hat{E}_S}{\rho \times (0,3927 \times r_{rev} + \delta_{rev})} \quad [\text{A/m}^2]. \quad (2.7)$$

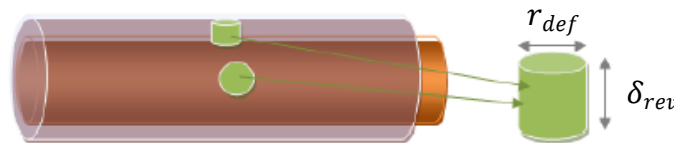


Figura 2.9. Falha de revestimento em formato cilíndrico.

Em função das densidades de corrente \hat{j} , são estabelecidas probabilidades de ocorrência de corrosão por correntes CA, classificadas conforme seção 2.5.5.

2.4.5 Danos a equipamentos

Equipamentos eletricamente conectados à tubulação, em especial as juntas de isolamento, retificadores de proteção catódica e dispositivos de telemetria, podem ser danificados em decorrência das tensões de estresse produzidas pelos acoplamentos indutivo e condutivo entre LTs e as instalações interferidas, principalmente em eventos de regime transitório.

2.4.6 Consequências da corrente elétrica no corpo humano

O choque elétrico é o efeito fisiopatológico da passagem de corrente elétrica pelo corpo humano e afeta suas funções musculares, circulatórias e respiratórias, bem como a integridade dos tecidos. Suas consequências dependem, entre outros fatores, da magnitude, da frequência, do tempo de exposição e da constituição física do indivíduo. Os principais impactos do choque elétrico no corpo humano, listados em ordem crescente de magnitude da corrente de eletrocussão, são: percepção cutânea, contração muscular, inconsciência, fibrilação cardíaca, bloqueio do sistema respiratório e queimaduras [1].

A publicação IEC 60479-1 apresenta curvas de corrente *versus* tempo de exposição, reproduzida na Figura 2.10, para as quais define zonas e seus principais efeitos no organismo humano, como descrito na Tabela

2.1, considerando o trajeto da corrente entre a mão e o pé de um indivíduo em contato com uma parte viva [16].

Tabela 2.1. Efeitos da corrente elétrica no corpo humano conforme IEC 60479-1.

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

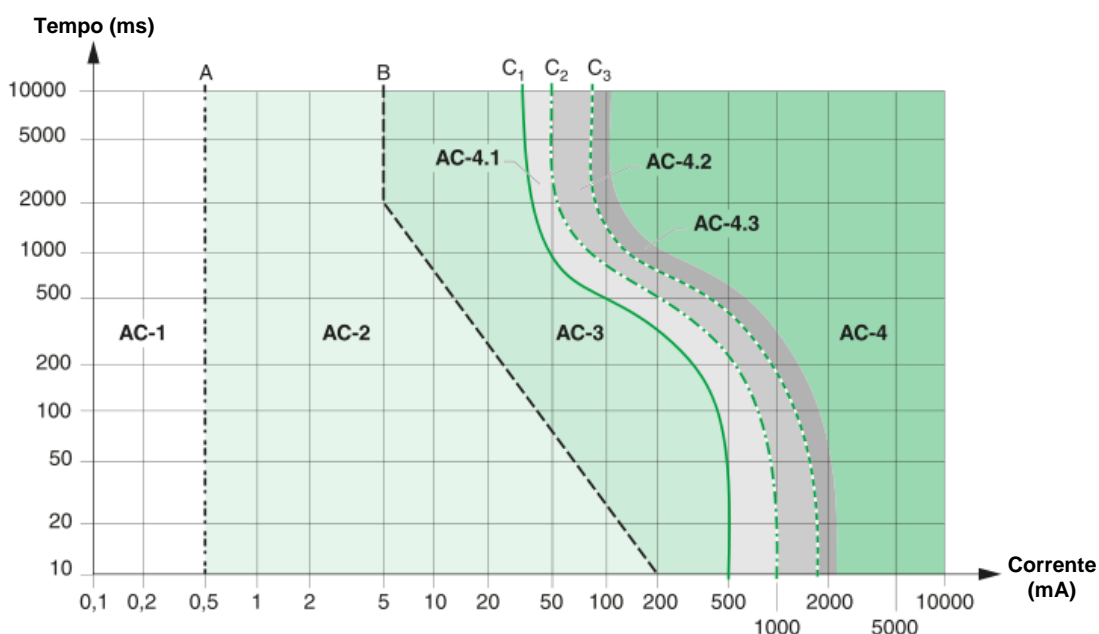


Figura 2.10. Curvas de corrente *versus* tempo e zonas conforme IEC 60479-1.

Uma corrente elétrica de 0,5 mA é reconhecida como o limiar da percepção, ou seja: a magnitude a partir da qual um indivíduo é capaz de perceber um leve formigamento nas mãos ou pontas dos dedos.

Para correntes com magnitude na faixa de 1 mA a 6 mA, também denominadas “correntes de largar”, apesar de uma sensação incômoda, o indivíduo em contato com um material energizado não perde o controle muscular e, portanto, a capacidade de largar o objeto.

Correntes com valores entre 9 mA e 25 mA podem ser dolorosas, dificultar ou até mesmo impossibilitar a interrupção do contato com o elemento energizado. Valores maiores podem causar contrações musculares capazes de prejudicar a respiração. Tipicamente esses efeitos são temporários e desaparecem quando a corrente é interrompida, a menos que a respiração tenha sido afetada por um longo intervalo de tempo.

A partir da faixa entre 60 mA a 100 mA pode ocorrer fibrilação ventricular e parada cardiorrespiratória, resultando em ferimentos graves e, eventualmente, óbito.

2.5 CRITÉRIOS DE SEGURANÇA

2.5.1 Limites de correntes

Como critério de segurança, deve-se assegurar que eventuais correntes de choque elétrico a que indivíduos possam estar expostos sejam inferiores ao limiar de fibrilação ventricular, o qual, como demonstrado na Figura 2.10, é função da intensidade da corrente e do tempo. A norma IEEE Std. 80 estabelece que, para exposições de curta duração, ou seja, entre 30 ms e 3 s, considerando indivíduos com massa corporal de aproximadamente 50 kg, esse critério é observado em 99,5% dos casos para uma corrente máxima suportável I_B calculada como:

$$I_B = \frac{0,116}{\sqrt{t_s}} \text{ [A]}, \quad (2.8)$$

em que t_s é o tempo de exposição à corrente de choque, em segundos [1].

Para eventos de longa duração, a norma ABNT NBR 15751 admite a corrente máxima como o valor limite de largar, equivalente a 9 mA para homens e 6 mA para mulheres, em 99,5% da população [17].

2.5.2 Limites de tensões de toque e passo de curta duração

Conforme a norma IEEE Std. 80, os limites admissíveis para tensões de toque e passo de curta duração são determinados em função da corrente máxima suportável, definida em (2.8), por meio das expressões:

$$E_{t,máx} = (R_B + R_{2Fp}) \times I_B \text{ [V]}, \quad (2.9)$$

$$E_{p,máx} = (R_B + R_{2Fs}) \times I_B \text{ [V]}, \quad (2.10)$$

em que $E_{t,máx}$ é a máxima tensão de toque admissível, em volts; $E_{p,máx}$ é a máxima tensão de passo admissível, em volts; R_B é a resistência elétrica representativa do corpo humano, em ohms; R_{2Fp} é a resistência representativa dos dois pés do indivíduo em paralelo, em ohms; e R_{2Fs} é a resistência representativa do percurso entre os dois pés do indivíduo, em ohms [1]. Essas variáveis são ilustradas na Figura 2.11 e na Figura 2.12.

Estudos conduzidos por Dalziel demonstram que, para correntes contínuas ou alternadas de 50 Hz ou 60 Hz, o corpo humano se comporta como uma resistência [22]. O caminho da corrente elétrica é tipicamente considerado entre a mão e os dois pés ou entre um pé e outro do indivíduo. Tem-se o pior caso desprezando as resistências de contato das mãos e pés, e considerando o indivíduo desprovido de luvas e botas isolantes, em que a resistência R_B é igual a 1000 Ω .

As resistências R_{2Fp} e R_{2Fs} são calculadas como:

$$R_{2Fp} = 1,5 \times C_s \times \rho_s \quad [\Omega], \quad (2.11)$$

$$R_{2Fs} = 6 \times C_s \times \rho_s \quad [\Omega], \quad (2.12)$$

$$C_s \cong 1 - 0,106 \times \left[\frac{1 - \frac{\rho_1}{\rho_s}}{2 \times h_s + 0,106} \right] \quad [\text{m}^{-1}], \quad (2.13)$$

em que ρ_s é a resistividade do material de recobrimento do solo, em ohms.metro; e h_s é a espessura da camada de recobrimento do solo. Resistividades típicas de materiais de recobrimento usualmente empregados são apresentadas na seção 2.6.12.

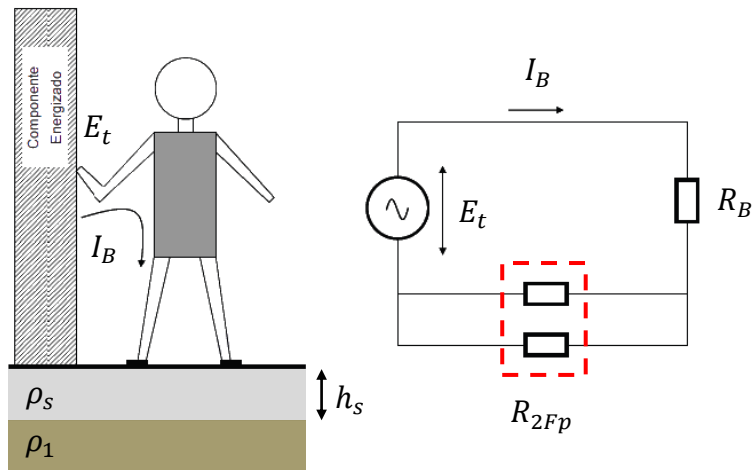


Figura 2.11. Conceito de tensão de toque, reproduzido e adaptado de [17].

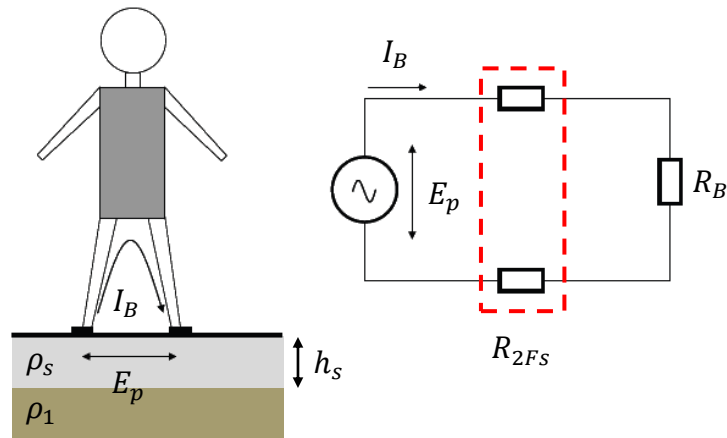


Figura 2.12. Conceito de tensão de passo, reproduzido e adaptado de [17].

2.5.3 Limite de tensão de toque de longa duração

Para operação em regime permanente, a prática recomendada pela NACE SP0177-2007, norma norte-americana que trata especificamente dos efeitos de interferências CA em tubulações metálicas, estabelece como limite máximo o valor de toque igual a 15 V [18]. A norma britânica CENELEC EN 50443 adota um valor menos conservador de 60 V [23].

2.5.4 Limites de tensão de estresse do revestimento

A NACE recomenda que as tensões de estresse de curta duração sejam limitadas aos valores indicados na Tabela 2.2, em função do tipo e material do revestimento [18]. Valores superiores são admissíveis a depender da espessura da camada isolante e dos parâmetros de isolamento nominais dos respectivos fabricantes.

Tabela 2.2. Limites de tensão de estresse em função do tipo de revestimento.

Revestimento	Limite de tensão (kV)
Fitas plásticas	2
Esmalte de piche de carvão (<i>coal tar</i>)	5
Epóxi termocurável (FBE)	3 a 5
Polietileno extrudado	3 a 5

2.5.5 Probabilidades de corrosão por correntes alternadas

A publicação NACE TG-327, de 2007, ainda é considerada o conjunto mais moderno de conhecimentos e práticas disponíveis para análise, predição e neutralização da corrosão por CA em dutos metálicos [7]. De acordo com o referido estudo, a probabilidade de ocorrência de corrosão por CA é função da densidade de corrente \hat{j} fluindo por um defeito de revestimento circular com área de superfície igual a 1 cm², segundo critério exposto na Tabela 2.3.

Tabela 2.3. Probabilidades de ocorrência de corrosão CA conforme [7].

Classificação da probabilidade	J (mA/m ²)
Baixa	Abaixo de 20 mA/m ²
Moderada	Entre 20 e 100 mA/m ²
Muito alta	Acima de 100 mA/m ²

Embora estudos indiquem que o modelo probabilístico da NACE não é suficientemente preciso para a definição de um limiar a partir do qual a corrosão por CA ocorre, se combinado com técnicas de simulação computacional, como é o objeto dessa dissertação, permanece como referência útil para identificação de regiões potencialmente problemáticas, especialmente durante a fase de projeto das instalações, quando há tempo hábil para a tomada de ações preventivas [24].

2.5.6 Limites de tensão para juntas de isolamento elétrico e equipamentos

Segundo a recomendação CEFRACOR PCRA-004, para juntas de isolamento do tipo flangeadas, a máxima tensão de estresse suportável é de 1 kV [25]. Para juntas do tipo monolíticas, o valor limite é 5 kV.

Segundo a norma Petrobras N-2608, os retificadores empregados em sistemas de proteção catódica devem suportar, no mínimo, uma tensão de 1,5 kV, 60 Hz, durante, pelo menos, 1 minuto, entre qualquer circuito e a carcaça do equipamento [26].

Outros equipamentos, principalmente eletrônicos, seguem recomendações e critérios específicos dos respectivos fabricantes.

2.6 TÉCNICAS DE MITIGAÇÃO DE RISCOS

Sempre que verificadas violações aos critérios de segurança preceituados, são requeridas ações visando à eliminação ou, pelo menos, a mitigação dos riscos causados pelas interferências eletromagnéticas. Evidentemente, o cenário ideal é que aquele em que eventuais interferências são previstas e tratadas no projeto, que deve ser otimizado para minimizar os acoplamentos entre as estruturas, por meio do planejamento adequado das geometrias da tubulação e da LT. Entretanto, isso nem sempre é possível, principalmente em razão da disponibilidade de espaço ou viabilidade técnica, quando envolve instalações já existentes, fazendo necessário buscar soluções para redução dos níveis de tensão induzidos na tubulação interferida. Uma vez conhecidos os mecanismos de acoplamento predominantes em um caso de interferência, pode-se adotar uma série de estratégias e, não raro, combinações delas, algumas aplicáveis à LT, outras à tubulação, como descrito nos tópicos subsequentes.

2.6.1 Afastamento entre as instalações

O aumento da separação entre as instalações envolvidas reduz os efeitos condutivo, indutivo e capacitivo na tubulação interferida. O afastamento é especialmente eficaz na redução das tensões produzidas por acoplamento condutivo, sendo, frequentemente, suficiente para neutralizar a maior parte dos problemas envolvendo tensões de toque e de estresse do revestimento. Nos casos práticos de acoplamento indutivo, o afastamento produz resultados significativos quando combinado com alterações no traçado das instalações, pois, como se demonstrará no capítulo 4, a indutância mútua entre os condutores da LT e a tubulação decresce com o logaritmo do inverso da distância, cuja ordem de grandeza é dada em metros, mas aumenta linearmente com o comprimento de tubulação exposta, comumente expresso em quilômetros.

2.6.2 Instalação de condutores para-raios na LT

Linhas de transmissão em alta tensão são, frequentemente, providas de condutores para-raios. Em regime transitório, os para-raios limitam os efeitos de acoplamento condutivo e indutivo. No primeiro caso, a corrente total de falta \hat{I}_f imposta ao eletrodo de aterramento da torre é reduzida, visto que os para-raios constituem caminhos seguros de retorno das correntes de curto-circuito às subestações [2]. No caso indutivo, o fluxo magnético líquido concatenado pela tubulação é reduzido, uma vez que o campo magnético produzido pelas contribuições ao curto-circuito advindas das subestações (\hat{I}_1 e \hat{I}_2 na Figura 2.4) é balanceado pelas correntes de retorno pelo para-raios (\hat{I}_3 e \hat{I}_4). O desempenho dos para-raios como elementos de mitigação de interferências, portanto, será tanto melhor quanto menor for a resistividade elétrica dos materiais que os compõem.

Em regime permanente, a transposição dos condutores fase é um fator a ser considerado. Em uma LT **não transposta** ocorre indução de correntes nos condutores para-raios, por meio de mecanismo análogo ao acoplamento indutivo que ocorre entre a LT e a tubulação. Nessas condições, os para-raios **contribuem** com o fluxo magnético total através da tubulação e, conseqüentemente, com as tensões transferidas a ela, muito embora os ganhos na mitigação em regime transitório sejam tipicamente superiores a essa consequência.

2.6.3 Configuração do aterramento das torres

Os condutores contrapesos das torres próximas da tubulação influenciam diretamente a resposta em acoplamento condutivo entre as instalações. Por meio de um projeto adequado, a resistência de aterramento do eletrodo pode ser elevada, desde que respeitadas as normas vigentes e os procedimentos de segurança das concessionárias envolvidas, limitando, assim, a corrente de falta drenada ao solo na região de interesse. Da mesma maneira, a disposição de condutores de aterramento em direção oposta à tubulação modifica o perfil de elevação de potencial do solo, reduzindo as tensões de estresse impostas à tubulação interferida. Esses efeitos são exemplificados na seção 6.3.2.

2.6.4 Transposição de fases

A transposição consiste na alteração, em intervalos regulares, da sequência dos condutores fase nos circuitos da LT, reduzindo os efeitos de acoplamento indutivo e capacitivo em regime permanente, especialmente para longos comprimentos de paralelismo entre estruturas interferente e interferida, como é o caso dos condutores para-raios. Os efeitos da transposição de fases são mais significativos em tubulações aéreas, uma vez que, para tubulações subterrâneas, o comprimento característico do circuito interferido, definido analiticamente no capítulo 4, é tipicamente menor que a distância entre os pontos de transposição.

2.6.5 Escolha da sequência de fases

Especialmente eficaz para LTs de circuito duplo, a escolha adequada das sequências de fases em cada circuito pode acarretar cancelamentos mútuos de campos elétricos e magnéticos atuantes sobre a tubulação interferida, resultando na redução substancial das componentes de acoplamento indutivo e capacitivo em regime permanente. Esse efeito é detalhadamente estudado por Dabkowski *et al*, para configurações verticais e horizontais de torres de LTs, compostas por circuitos simples e duplos [15].

2.6.6 Instalação de malha de blindagem na LT

Em LTs subterrâneas, a malha de blindagem opera de maneira análoga aos condutores para-raios de LTs aéreas. Sendo um elemento de baixa resistência elétrica e aterrado em ambas as extremidades, são limitadas as correntes de falta drenadas ao solo (acoplamento condutivo), assim como as componentes de tensão produzidas por acoplamento indutivo.

2.6.7 Aterramento da tubulação

O aterramento da tubulação é solução eficaz para a redução de interferências provocadas pelos acoplamentos capacitivo e indutivo. A depender da resistividade elétrica do solo, fator determinante da resistência de aterramento, e dos níveis de tensão produzidos, são utilizados eletrodos de aterramento pontuais (hastes verticais), frequentemente instalados nas extremidades da zona de influência eletromagnética e, nos casos mais severos, distribuídos ao longo do traçado da tubulação. Em solos de elevada resistividade, para que se obtenha uma redução satisfatória das tensões induzidas, é necessário um grande número de pontos de aterramento, o que pode não ser prático ou viável. Para essas situações, muitas vezes são empregados eletrodos de aterramento contínuos, em disposição horizontal, paralelos ao eixo da tubulação e conectados a ela em intervalos regulares.

Para que o desempenho de sistemas de proteção catódica não seja degradado, os eletrodos de aterramento são conectados à tubulação por meio de supressores de surtos, para proteção contra tensões de curta duração ou, nos casos de tensões produzidas por acoplamento indutivo em regime permanente, em série com dispositivos isoladores catódicos. Para eletrodos contínuos ao longo de grandes extensões de paralelismo, essa solução pode apresentar custo elevado, em razão da quantidade de pontos de interligação. Como alternativa, pode-se utilizar um eletrodo de zinco⁶ com alma de aço, conhecido na indústria como continodo de zinco ou, ainda, cabo de controle de gradiente [27].

Considera-se fundamental a compreensão dos mecanismos do aterramento como elemento de mitigação de interferências, pois um sistema conceitualmente falho ou incorretamente projetado tende a agravar o problema ou, no melhor dos casos, transferi-lo para outra localidade. O aterramento reduz as tensões produzidas na parede metálica da tubulação por acoplamentos capacitivo ou indutivo, ao prover um caminho seguro para que essas correntes induzidas sejam drenadas ao solo.

O aterramento conectado à tubulação nenhum efeito produz sobre a elevação de potencial do solo em regime transitório (acoplamento condutivo), visto que sua causa é externa, ou seja, resultado da corrente de falta drenada ao solo por outro sistema de aterramento, o das torres envolvidas. Nesses casos o aterramento da tubulação se apresenta como uma falha em seu revestimento isolante, permitindo a transferência do potencial do solo em contato com a superfície do eletrodo para o metal da tubulação, em sobreposição ao efeito indutivo produzido pelos condutores da LT. No interior da zona de influência do aterramento da tubulação ocorre, portanto, uma elevação simultânea dos potenciais do solo e da parede metálica do duto, de modo que as tensões de toque e de estresse no revestimento são relativamente baixas. A elevação de potencial do metal se propaga pela tubulação como em uma linha de transmissão clássica, podendo produzir tensões de estresse e de toque significativas fora da região de influência do eletrodo de aterramento, caso outras ações não sejam tomadas [2].

2.6.8 Instalação de juntas de isolamento

Juntas de isolamento são elementos dielétricos entre dois segmentos metálicos contíguos, comumente instaladas em estações e pontos de transferência de custódia, com o objetivo de separar eletricamente trechos de tubulações pertencentes a companhias distintas e, também, para isolar as instalações de sistemas de aterramento presentes.

A instalação de juntas de isolamento elétrico em intervalos regulares ao longo da zona de interferência eletromagnética pode contribuir para a redução dos níveis de tensão produzidos na tubulação interferida por acoplamento indutivo, em regimes permanente e transitório.

⁶ Na série eletroquímica, o zinco é um material mais eletronegativo que o ferro e, portanto, mais anódico. Quando diretamente conectado à tubulação, passa a atuar como fonte de proteção catódica suplementar.

A instalação de juntas de isolamento, contudo, traz consigo outra preocupação, que são as tensões de estresse impostas às próprias juntas. Por esse motivo as juntas de isolamento são tipicamente utilizadas em conjunto com sistemas de aterramento e dispositivos supressores de surtos, quando se deseja neutralizar fenômenos transitórios, ou dispositivos isoladores catódicos, quando o objetivo é o aterramento permanente.

2.6.9 Reforço no revestimento da tubulação

Os impactos provenientes do acoplamento condutivo sobre a tubulação podem ser neutralizados por meio do reforço, ou seja, incremento da espessura de sua camada de revestimento isolante. Nesses casos, a mitigação não se dá por meio da redução dos níveis de tensão transferidos à estrutura, mas pelo aumento de seu limiar de suportabilidade ao estresse. Essa medida, portanto, resguarda apenas a integridade da instalação, sem eliminar os riscos à segurança pessoal, especificamente os de eletrocussão por tensão de toque nos afloramentos, para o que se requer ações suplementares, sendo as mais usuais a instalação de malhas de equipotencialização ou o recobrimento do solo.

2.6.10 Instalação de condutores de blindagem ao longo da tubulação

O uso de condutores horizontais, enterrados, dispostos paralelamente ao longo da tubulação e desconectados desta, produz um efeito de blindagem eletromagnética que pode reduzir os níveis de tensão resultantes do acoplamento indutivo. Tecnicamente, a exposição desses condutores aos da LT produz forças eletromotrizes que compensam, parcialmente, as que atuam sobre a tubulação interferida. A eficiência dessa técnica de mitigação depende da quantidade e das características dos condutores de blindagem empregados, bem como de suas distâncias em relação à tubulação [28].

2.6.11 Instalação de malhas de equipotencialização

Malhas de equipotencialização são particularmente eficazes para neutralização de tensões de toque e passo, nas imediações de equipamentos ou pontos de afloramento da tubulação, provocadas por acoplamento condutivo em regime transitório, sobretudo quando são verificados valores substancialmente elevados de potencial no solo. Essas malhas de equipotencialização são tipicamente reticuladas ou em formato de anéis concêntricos, compostas por condutores horizontais e hastes de aterramento, instaladas em profundidades relativamente baixas, devendo ser dimensionadas conforme cada caso. O sistema pode permanecer permanentemente conectado à tubulação por meio de supressores ou isoladores catódicos ou, ainda, somente quando necessário, ou seja: utilizando de uma chave ou outro elemento de conexão temporária, o operador do equipamento interliga a malha à tubulação durante o período necessário à realização de suas atividades no local. Essa mitigação também não elimina os efeitos das interferências, mas cria condições seguras para sua coexistência.

2.6.12 Recobrimento do solo

A análise de (2.13) sugere que a escolha apropriada de um material a ser aplicado à superfície do solo pode elevar os limiares de suportabilidade das tensões de toque e passo. Com efeito, essa prática é amplamente adotada, por seu custo relativamente baixo e facilidade de execução, sobretudo em pontos de contato direto com a tubulação ou aproximações com estruturas de aterramento. Novamente, a ação mitigadora não reduz os níveis de interferências, mas cria condições seguras para que pessoas operem as instalações interferidas. A Tabela 2.4 apresenta as resistividades típicas de alguns elementos comumente utilizados como material de recobrimento.

Tabela 2.4. Resistividades típicas de materiais de revestimento [1].

Material	Amostra seca ($\Omega.m$)	Amostra molhada ($\Omega.m$)
Concreto	1×10^6 a 1×10^9	21 a 100
Brita calcária	7×10^6	2000 a 3000
Brita granítica nº 4	$1,5 \times 10^6$ a $4,5 \times 10^6$	5000
Brita granítica nº 3	$2,6 \times 10^6$ a 3×10^6	10000
Asfalto	2×10^6 a 30×10^6	10000 a 6×10^6

Em casos mais severos de interferências, existem relatos, na indústria, da construção de bases suspensas ao redor de equipamentos, com estrutura em material isolante, nas quais um operador fica completamente separado do solo por uma camada de ar.

2.6.13 Instalação de supressores de surtos ou isoladores catódicos

Supressores de surtos e isoladores catódicos são utilizados em conjuntos com sistema de aterramento, para proteção da tubulação, de pessoas e de equipamentos.

Supressores de surtos são, tipicamente, centelhadores confeccionados em material semicondutor, eficazes em eventos de curta duração, tais como curto-circuito ou, ainda, descargas atmosféricas. Em caso de tensão superior a um limiar de acionamento, o centelhador de isolamento apresenta um baixo valor ôhmico e interliga o circuito ao sistema de aterramento.

Isoladores catódicos são utilizados em situações nas quais é necessário o aterramento permanente das instalações a serem protegidas. São compostos por elementos de estado sólido ou células de polarização, apresentando comportamento de circuito aberto para componentes CC, fornecidas à tubulação pelos sistemas de proteção catódica, e curto-circuito para correntes alternadas.

A especificação desses componentes deve ser realizada com muito cuidado, pois um dimensionamento inadequado pode mascarar situações de risco. Cita-se como exemplo um caso de solo de baixa resistividade elétrica, em que o limiar de tensão de toque suportável é, também, baixo. Eventualmente, a tensão induzida na tubulação pode ser superior ao limiar suportável, mas inferior à tensão de disparo do centelhador, expondo um trabalhador a uma condição insegura.

2.7 SÍNTESE DO CAPÍTULO

Foi realizada uma exposição conceitual e fenomenológica dos principais mecanismos por meio dos quais as interferências eletromagnéticas entre LTs e tubulações metálicas ocorrem, com destaque para os acoplamentos indutivo e condutivo, bem como as variáveis determinantes desses fenômenos, em especial a resistividade elétrica do solo.

O acoplamento indutivo ocorre com a LT operando em regime permanente ou regime transitório de curto-circuito, situação em que as correntes fluindo pelos condutores energizados da LT produzem um campo magnético, o qual resulta em forças eletromotrizes induzidas na tubulação metálica. O acoplamento condutivo ocorre em condições de curto-circuito envolvendo a terra, em que valores significativos de corrente elétrica são injetados no solo próximo à tubulação interferida, produzindo a elevação de potencial do solo e sujeitando a instalação interferida a um estresse elétrico.

Foram discutidas as principais consequências associadas aos fenômenos de interferências eletromagnéticas, que se resumem a eletrocussão de pessoas e danos ao patrimônio, em razão das tensões resultantes dos acoplamentos citados. Para tanto, foram revisados conceitos relativos à teoria do choque elétrico, tensão de toque e tensão de passo, bem como do referencial normativo que determina os limites de segurança aceitáveis. Ainda, foram apresentados os limites de suportabilidade nominais de equipamentos e dispositivos comumente empregados em linhas de transporte dutoviário. Finalmente, foram descritas estratégias para mitigação dos riscos decorrentes das interferências eletromagnéticas, no caso de verificadas quaisquer violações aos limiares de segurança admissíveis.

Nos capítulos subsequentes serão desenvolvidos métodos computacionais para análise quantitativa das tensões induzidas por uma LT em uma tubulação interferida.

3 RESISTIVIDADE ELÉTRICA DO SOLO

Neste capítulo é desenvolvido um método para processamento dos dados de resistividade elétrica aparente do solo, obtidos por meio de medições em campo, e determinação dos parâmetros do modelo de solo estratificado em camadas horizontais, necessário para que a influência do solo nos processos de acoplamento indutivo e condutivo seja representada de maneira realista.

O solo é uma estrutura complexa, composta por elementos sólidos, líquidos e gasosos [10]. É considerado um eletrólito polivalente no qual ocorrem, simultaneamente, condução metálica, semicondução eletrônica e condução eletrolítica. A resistividade elétrica do solo é dependente da presença de água, porosidade das partículas, tipo de eletrólito e temperatura. Em situações práticas, apresenta propriedade anisotrópica, isto é, os valores variam com a direção (camadas verticais) e com a profundidade (camadas horizontais) [10]. Valores típicos são apresentados na Tabela 3.1, extraída da norma ABNT NBR 7117 [4].

Tabela 3.1. Resistividades típicas de alguns tipos de solo [4].

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

A resistividade do solo é um fator de grande relevância em projetos de aterramento elétrico e proteção contra descargas atmosféricas, encontrando aplicações, também, na propagação em LTs, estudos de corrosão eletrolítica e prospecção geofísica do solo, para citar algumas. Com efeito, a resistividade é o principal parâmetro determinante da resposta em problemas envolvendo a terra como condutor de retorno, como são os mecanismos de acoplamento indutivo e condutivo entre LTs e tubulações metálicas [2]. Pode-se verificar que, nos casos de interferências entre essas instalações, as tensões induzidas são fortemente agravadas pelo aumento da resistividade elétrica do solo, mesmo para distâncias relativamente grandes, como sugere (2.2), não raro ocorrendo violações dos limites de segurança em solos muito resistivos. Portanto, pode-se afirmar que a determinação precisa da resistividade do solo é um pré-requisito para o estudo dos fenômenos de interferências.

Entre as técnicas disponíveis para medição da resistividade elétrica do solo, destaca-se o método de Wenner, o qual consiste na tomada de sucessivas leituras, a partir da superfície do solo, de um valor de resistividade elétrica dita aparente, em localidades distintas e para diversas profundidades [29]. Ao processo de modelagem matemática do solo em camadas finitas e resistividades reais, com base nos valores de resistividade aparente, é dado o nome de estratificação do solo [4],[29],[30].

3.1 RESISTIVIDADE APARENTE

Ilustra-se na Figura 3.1 o método de Wenner para medição em campo da resistividade aparente do solo. São utilizados 4 eletrodos, igualmente distanciados de a metros entre si. É imposta uma corrente de teste com magnitude I_{AB} entre os eletrodos A e B, resultando em um valor de tensão V_{CD} entre os eletrodos C e D e, conseqüentemente, uma resistência aparente $R_a = V_{CD}/I_{AB}$ equivalente ao caminho elétrico percorrido pela corrente na profundidade alcançada pelo espaçamento a [31].

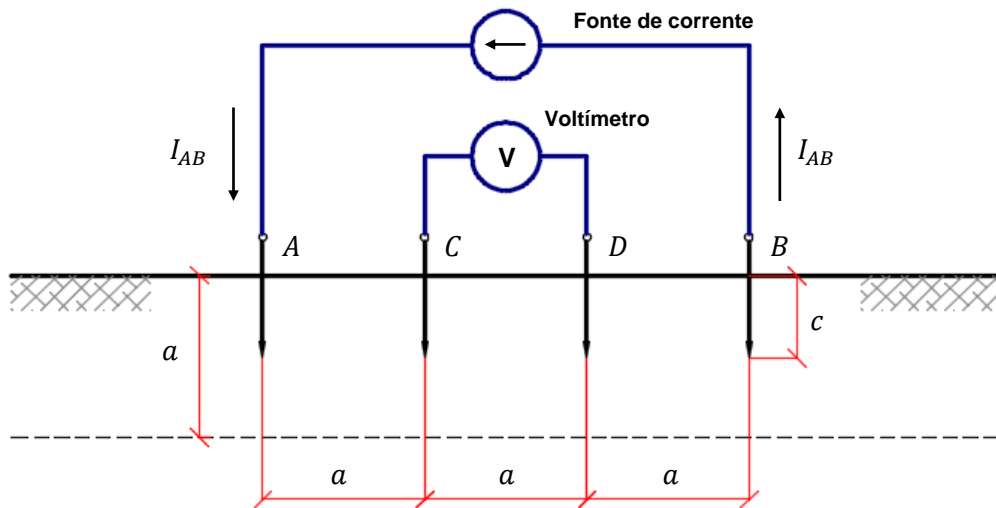


Figura 3.1. Arranjo típico de Wenner para medição da resistividade aparente do solo.

Assumindo que os eletrodos são enterrados a uma profundidade c , pode-se escrever a seguinte expressão para resistividade aparente do solo em termos da resistência aparente R_a :

$$\rho_a^m = \frac{4\pi a R_a}{1 + \frac{2a}{\sqrt{a^2 + 4c^2}} - \frac{a}{\sqrt{a^2 + c^2}}} \quad [\Omega \cdot m], \quad (3.1)$$

em que ρ_a^m é a resistividade aparente do solo medida, correspondente à profundidade a [4].

É necessário coletar um número suficiente de amostras da resistência aparente R_a para determinação de um perfil $\rho_a^m \times a$ significativo para interpretação geofísica do solo. A norma ABNT NBR 7117 recomenda que sejam realizados, no mínimo, dois ensaios, ao longo de eixos de medição perpendiculares entre si, em intervalos regulares, até a profundidade máxima correspondente à maior dimensão a ser ocupada pelo sistema de aterramento. Evidentemente, trata-se de requisitos mínimos, devendo ser amostrados quantos eixos de medição e profundidades forem necessários para a correta caracterização do solo.

Cuidados específicos devem ser tomados nos casos de levantamentos destinados a estudos de interferências eletromagnéticas, principalmente em locais próximos de LTs já existentes. Nesses casos, as medições devem ser realizadas ao longo de direções perpendiculares ao eixo da LT e suficientemente afastadas dos condutores contrapesos, como retratado na Figura 3.2. Essa medida é para evitar indução de correntes nos cabos do instrumento de medição e a presença dos contrapesos enterrados no caminho elétrico da corrente de teste, o que pode levar a distorções nos resultados.

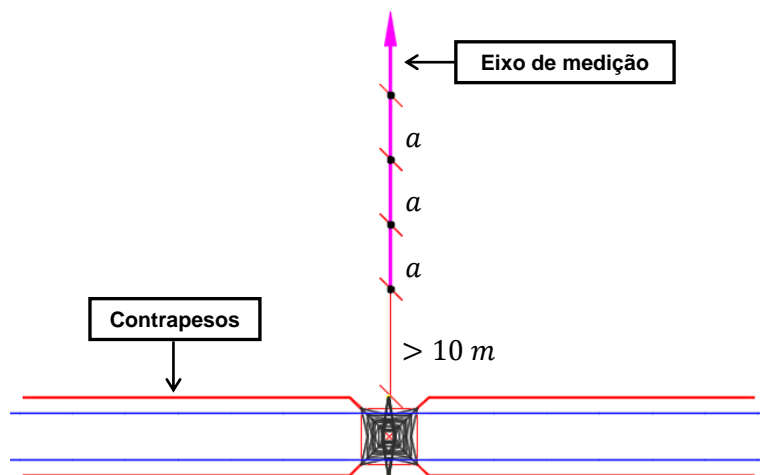


Figura 3.2. Levantamento de resistividade aparente nas proximidades de uma LT.

Procedimento semelhante deve ser adotado para o caso de tubulações metálicas existentes, ou seja: devem ser escolhidos eixos de medição perpendiculares ao traçado da estrutura e suficientemente afastados. A Figura 3.3 ilustra o efeito de interferências produzidas por estruturas metálicas enterradas no perfil de resistividade aparente [31].

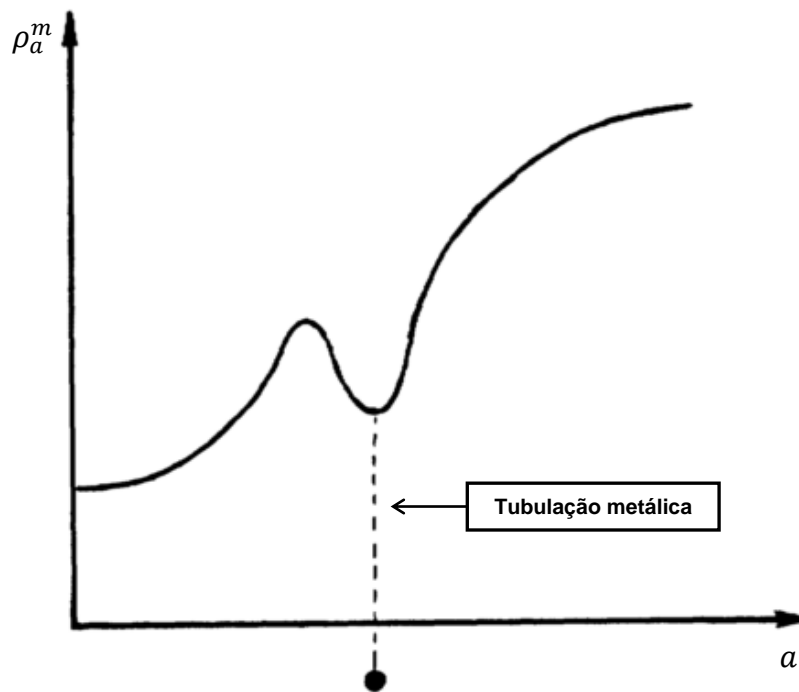


Figura 3.3. Resistividade aparente na presença de uma tubulação metálica, reproduzido e adaptado de [31].

3.2 MODELOS DE ESTRATIFICAÇÃO DO SOLO

A interpretação dos dados de resistividade aparente é a etapa mais complexa do processo de modelagem do solo. O objetivo é derivar uma representação que seja uma boa aproximação do solo real, como exemplificado na Figura 3.4.

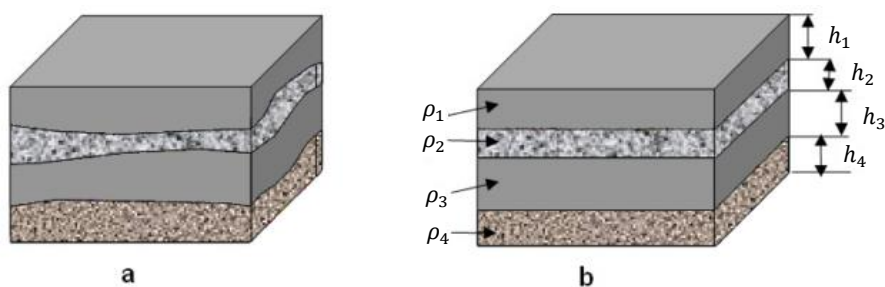


Figura 3.4. Solo real (a) e solo estratificado (b), reproduzido de [4].

Os modelos tipicamente empregados são o modelo uniforme, de duas camadas e multicamadas. O modelo uniforme possui seu valor conceitual, mas é inadequado na maior parte das aplicações práticas. A estratificação do solo em duas camadas horizontais é um processo amplamente conhecido e documentado nas normas IEEE Std. 80 e ABNT NBR 7117, fornecendo uma representação mais precisa das condições reais do solo [1],[4]. No entanto, não se pode assegurar que o solo em uma dada região seja, necessariamente, composto por duas camadas, de modo que esse modelo ainda pode conduzir a erros. De fato, estudos sugerem que a parcela predominante dos solos reais seja composta por 3 ou 4 camadas, o que, a depender do grau de exatidão requerido, faz necessário o uso de modelos multicamadas [3].

3.2.1 Modelo uniforme

O modelo uniforme, ilustrado na Figura 3.5, pode ser utilizado quando há poucas variações no perfil de resistividade aparente, o que raramente ocorre, ou para estimativas simplificadas, quando o intuito é o de estabelecer uma ordem de grandeza das respostas em acoplamento desejadas. A resistividade elétrica uniforme corresponde à média aritmética simples dos valores das medições de resistividade aparente, como descrito em (3.2) ou (3.3):

$$\rho = \frac{\sum_{i=1}^n \rho_{a,i}^m}{n} [\Omega.m]. \quad (3.2)$$

$$\rho = \frac{\text{máx}(\rho_a^m) - \text{mín}(\rho_a^m)}{2} [\Omega.m]. \quad (3.3)$$

Uma discussão mais aprofundada a respeito do domínio de validade dessas equações e quando utilizar uma ou outra é apresentada em [1].

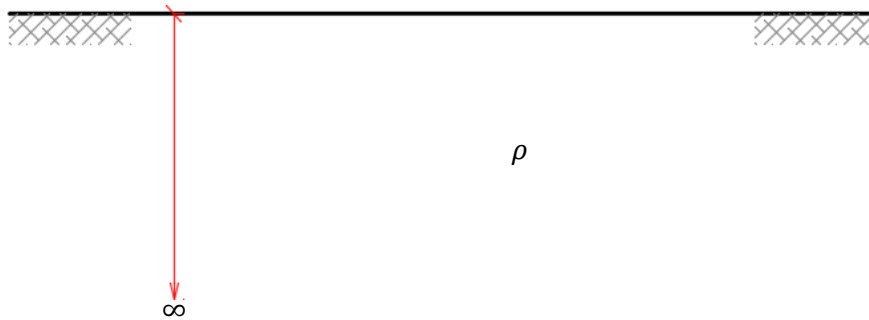


Figura 3.5. Modelo de solo uniforme.

3.2.2 Modelo de duas camadas

O modelo de duas camadas é representado na Figura 3.6, por uma camada superior com resistividade ρ_1 , espessura finita h e uma camada equivalente ao solo profundo com resistividade ρ_2 e espessura infinita. Demonstra-se que a resistividade aparente de um solo estratificado em duas camadas é analiticamente determinada por meio de (3.4) [10].

$$\frac{\rho_a}{\rho_1} = 1 + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{k^n}{\sqrt{1 + \left(\frac{2nh}{a}\right)^2}} - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{k^n}{\sqrt{1 + \left(\frac{nh}{a}\right)^2}} [\Omega.m], \quad (3.4)$$

$$k = \frac{\rho_2 - \rho_1}{\rho_2 + \rho_1}. \quad (3.5)$$

Ao fator k é dado o nome de coeficiente de reflexão entre as camadas, assumindo valores entre -1 e +1.

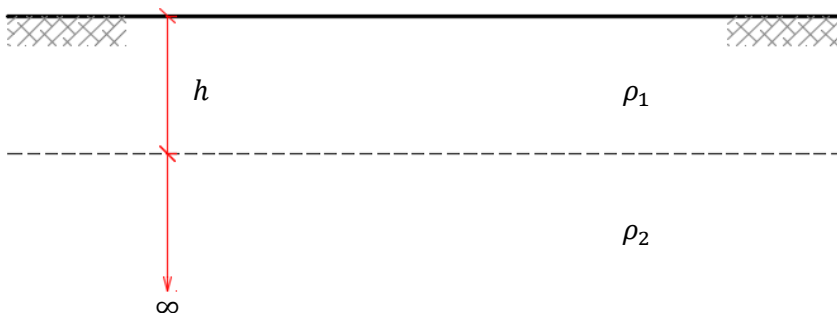


Figura 3.6. Modelo de solo de duas camadas.

O perfil de resistividade aparente para o solo de duas camadas é bem caracterizado, visto que somente duas configurações são possíveis: $\rho_1 > \rho_2$ ou $\rho_1 < \rho_2$. Essa propriedade possibilita a análise do solo utilizando um conjunto de curvas padrão, também conhecido como curvas de Sunde, mostradas na Figura 3.7.

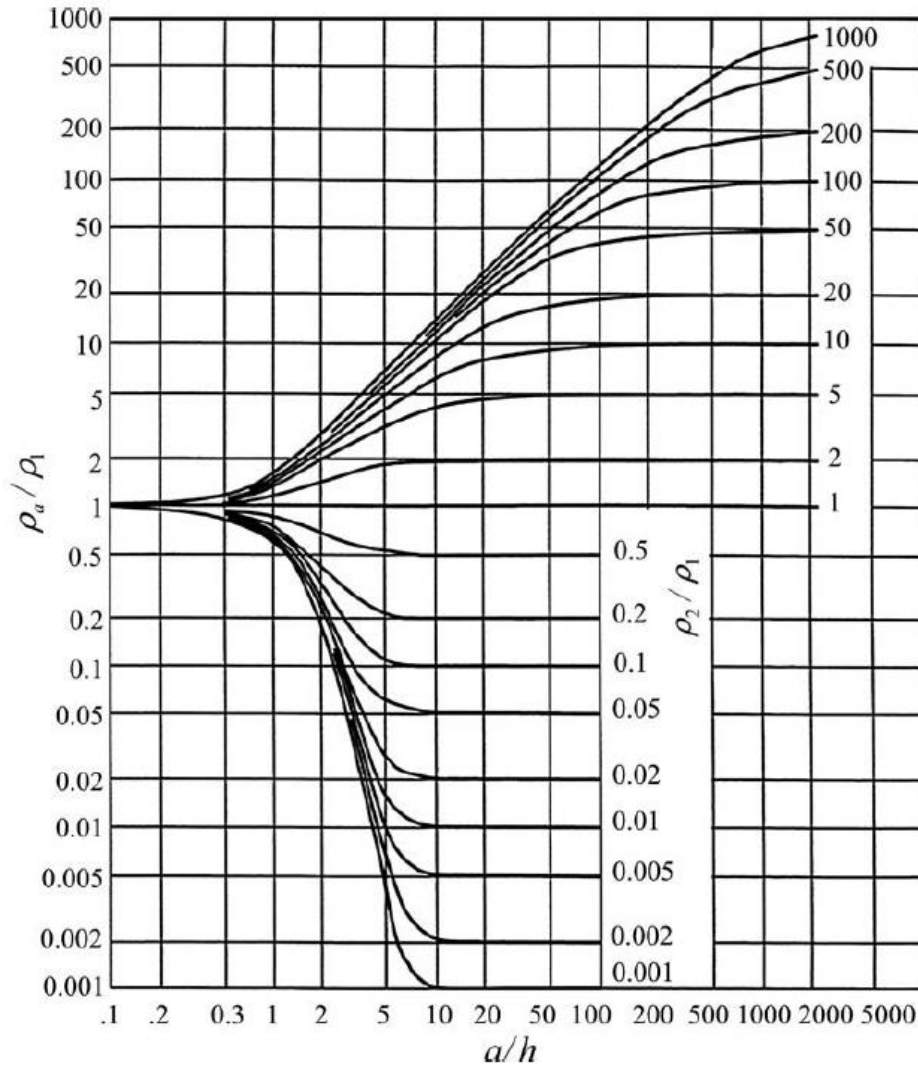


Figura 3.7. Curvas padrão de Sunde, reproduzido de [10].

O método gráfico de Sunde, cujo procedimento é detalhado na norma IEEE Std. 80, dispensa a solução numérica da série de potências presente em (3.4), ainda sendo largamente utilizado em projetos de engenharia no Brasil [1].

Um solo estratificado em duas camadas pode ser uniformizado, ou seja, reduzido a um modelo uniforme equivalente. Essa operação não é o mesmo que o descrito em (3.2) e (3.3), mas a representação do solo de duas camadas em termos de uma resistividade uniforme equivalente ρ^{eq} , que produza a mesma resposta elétrica para um parâmetro desejado. Portanto, não há um único método de uniformização, visto que determinado solo equivalente pode apresentar resultados exatos para um parâmetro, por exemplo, a resistência do aterramento, e discrepantes para outros, como a tensão de toque ou passo [32].

Especificamente para cálculos de impedância do caminho de retorno pela terra, é válida a seguinte relação de uniformização, derivada por Tsiamitros *et al*:

$$\rho^{eq} = \rho_1 \left[\frac{\left(\sqrt{\frac{1}{\rho_1} + \sqrt{\frac{1}{\rho_2}}} + \left(\sqrt{\frac{1}{\rho_1} - \sqrt{\frac{1}{\rho_2}}} \right) e^{-2h\sqrt{\frac{\pi f \mu_1}{\rho_1}}} \right)^2}{\left(\sqrt{\frac{1}{\rho_1} + \sqrt{\frac{1}{\rho_2}}} - \left(\sqrt{\frac{1}{\rho_1} - \sqrt{\frac{1}{\rho_2}}} \right) e^{-2h\sqrt{\frac{\pi f \mu_1}{\rho_1}}} \right)^2} \right] \quad [\Omega.m], \quad (3.6)$$

em que f é a frequência do sistema elétrico de potência, em hertz; e μ_1 é a permeabilidade magnética do solo na primeira camada, dada em henries por metro [33].

A aplicação de (3.6) é particularmente útil nos estudos de acoplamento indutivo, pois, como será visto, a formulação analítica clássica do problema considera o solo como uma estrutura homogênea.

3.2.3 Modelo multicamadas

O modelo multicamadas corresponde ao caso geral em que o solo é representado por um meio constituído por N camadas horizontais, como retratado na Figura 3.8. O solo é descrito, portanto, por uma estrutura de dados composta por N valores de resistividade $[\rho_1, \rho_2, \rho_3, \dots, \rho_N]$ e $N - 1$ valores de espessura $[h_1, h_2, h_3, \dots, h_{N-1}]$. Tal como no modelo de duas camadas, a última camada corresponde ao equivalente do solo profundo, visto a partir do local das medições, e tem espessura infinita.

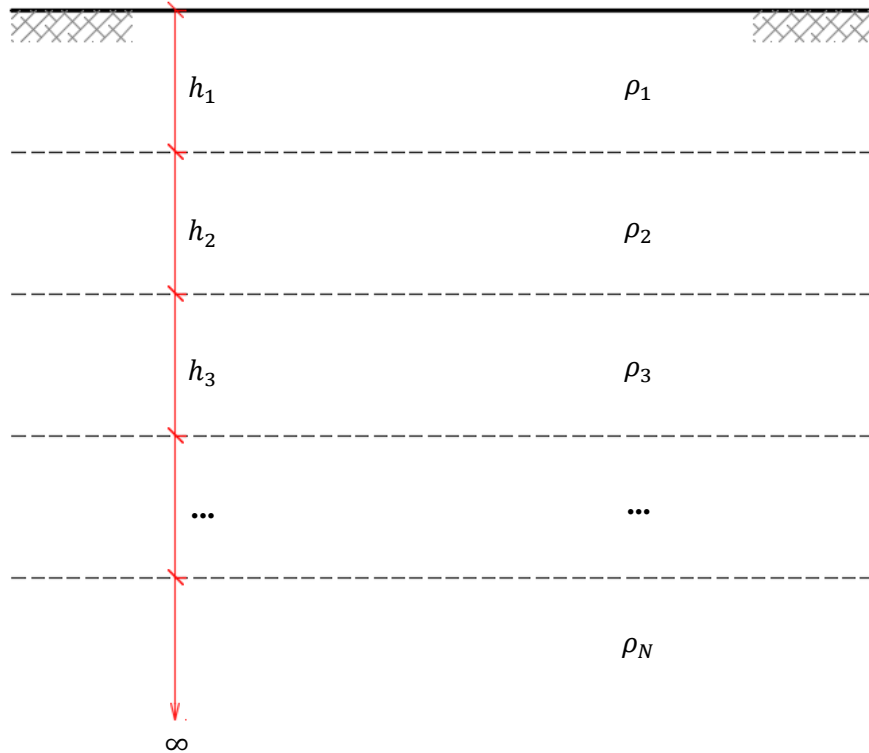


Figura 3.8. Modelo de solo multicamadas.

A resistividade aparente do solo multicamadas é determinada por meio da solução da equação de Laplace para o potencial escalar elétrico e aplicação das condições de contorno nas interfaces entre as camadas. Demonstra-se que a resistividade aparente de um solo com N camadas e parâmetros $[\rho_1, \rho_2, \rho_3, \dots, \rho_N]$ e $[h_1, h_2, h_3, \dots, h_{N-1}]$ é dada, em função da profundidade a , por:

$$\rho_a = \rho_1 [1 + 2F_N(a) - F_N(2a)] \quad [\Omega.m], \quad (3.7)$$

$$F_N(x) = 2x \int_0^\infty \frac{K_{N,1} e^{-2\lambda h_1}}{1 - K_{N,1} e^{-2\lambda h_1}} \check{J}_0(\lambda x) d\lambda, \quad (3.8)$$

em que \check{J}_0 é a função de Bessel de primeira espécie e ordem zero; λ é uma variável auxiliar de integração; e $K_{N,1}$ é a função *kernel* da estrutura do solo, definida recursivamente conforme (3.9)-(3.12) [34].

$$K_{N,s} = \frac{k_s + K_{N,s+1} e^{-2\lambda h_{s+1}}}{1 + k_s K_{N,s+1} e^{-2\lambda h_{s+1}}}, \quad (3.9)$$

$$K_{N,N-1} = k_{N-1}, \quad (3.10)$$

$$k_s = \frac{\rho_{s+1} - \rho_s}{\rho_{s+1} + \rho_s}, \quad (3.11)$$

$$k_{N-1} = \frac{\rho_N - \rho_{N-1}}{\rho_N + \rho_{N-1}}. \quad (3.12)$$

Pode-se verificar que (3.4) é um caso particular de (3.7), tomando $N = 2$. A integral imprópria em (3.8) possui uma componente que decai a zero rapidamente, podendo-se truncar o limite superior para um valor conveniente. A integração no intervalo $\left[0, \frac{4}{h_1}\right]$ é, usualmente, o suficiente para produzir resultados satisfatórios [10].

A abordagem mais viável para estratificação multicamadas é por meio de métodos numéricos, principalmente porque não se sabe, a priori, quantas camadas o solo de um local possui. Nessas condições, busca-se o conjunto de parâmetros $[\rho_1, \rho_2, \rho_3, \dots, \rho_N]$ e $[h_1, h_2, h_3, \dots, h_{N-1}]$ que resulte no melhor ajuste com o perfil de resistividade aparente medido em campo. Trata-se, portanto, de um problema de otimização, que pode ser formulado em termos de uma função objetivo definida conforme (3.13), para um conjunto de M amostras de resistividade aparente [31].

$$\Psi_e(\rho_1, \rho_2, \dots, \rho_N, h_1, h_2, \dots, h_{N-1}) = \sum_{j=1}^M \left[\frac{\rho_{a,j}^m - \rho_{a,j}}{\rho_{a,j}^m} \right]^2, \quad (3.13)$$

em que a função Ψ_e corresponde ao erro quadrático normalizado da estratificação e possui uma forma explícita e diferenciável. A partir de uma estimativa inicial, utilizam-se algoritmos de busca para obtenção do conjunto de valores que minimizem esse erro e, conseqüentemente, a determinação do modelo de solo estratificado em N camadas.

Um solo multicamadas pode ser reduzido a um modelo equivalente de duas camadas, procedimento especialmente útil para os cálculos de acoplamento condutivo, classicamente modelado em duas camadas. Um dos métodos possíveis para isso é a fórmula de Hummel, apresentada abaixo, cujo efeito é ilustrado na Figura 3.9 [29].

$$\rho_1^{eq} = \frac{\sum_{i=1}^{N-1} h_i}{\sum_{i=1}^{N-1} \frac{h_i}{\rho_i}} \quad [\Omega.m], \quad (3.14)$$

$$h^{eq} = \sum_{i=1}^{N-1} h_i \quad [m], \quad (3.15)$$

$$\rho_2^{eq} = \rho_N \quad [\Omega.m]. \quad (3.16)$$

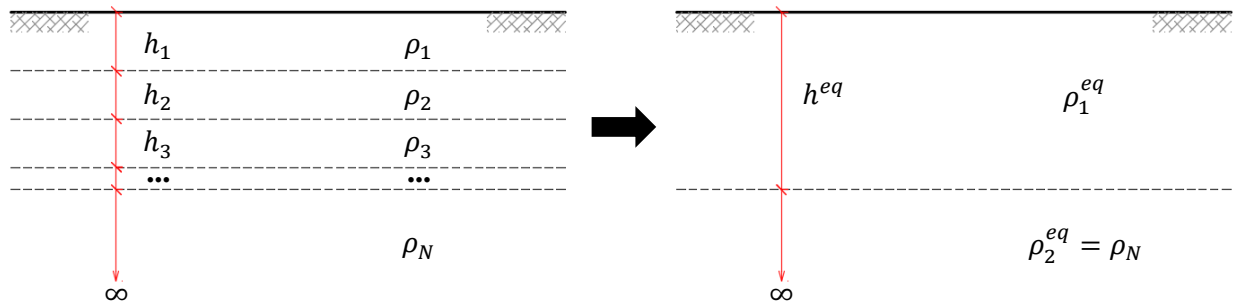


Figura 3.9. Redução do solo multicamadas para o modelo equivalente de Hummel.

A escolha da fórmula de Hummel se justifica por sua propriedade de preservar a resistividade elétrica original da camada profunda, a qual já é, por si só, um valor equivalente, reduzindo, assim, a propagação de erros. Além disso, estudos conduzidos por Dawalibi *et al* indicam que a camada profunda do solo desempenha um papel predominante na resposta em problemas elétricos envolvendo a terra, o que reafirma o modelo equivalente de Hummel como uma aproximação razoável do modelo de solo multicamadas [11].

O solo equivalente de Hummel pode ainda ser subsequentemente uniformizado pela fórmula de Tsiamitros, expressa em (3.6), produzindo resultados válidos para cálculos de acoplamento indutivo. Isso foi demonstrado por Furlan, utilizando o método dos Elementos Finitos aplicado a um problema de solo estratificado em quatro camadas [35].

3.3 PROGRAMA DE ESTRATIFICAÇÃO PROPOSTO

Apresenta-se, nesta seção, a implementação do Objetivo A) deste trabalho, que é um programa de cálculo para determinação dos parâmetros do solo, considerando-o estratificado em N camadas horizontais. As entradas são os valores medidos de resistência aparente $\bar{R}_a(1 \times M) = [R_{a,1}, R_{a,2}, \dots, R_{a,M}]$ e o vetor de espaçamentos $\bar{a}(1 \times M) = [a_1, a_2, \dots, a_M]$. As saídas são o número de camadas N do solo, o vetor de

resistividades $\bar{\rho}(1 \times N) = [\rho_1, \rho_2, \dots, \rho_N]$ e o vetor de espessuras $\bar{h}(1 \times N - 1) = [h_1, h_2, \dots, h_{N-1}]$. É adotada uma estratégia de otimização híbrida para solução do problema de mínimos quadrados descrito por (3.13), combinando o método de Levenberg-Marquardt (MLM) com um algoritmo genético (AG), visando ao melhor balanceamento possível entre precisão da resposta e tempo computacional.

As principais etapas do programa de estratificação são:

- 1) Leitura dos dados \bar{R}_a e \bar{a} e cálculo do vetor de resistividades aparentes $\bar{\rho}_a^m$.
- 2) Determinação do perfil de resistividade aparente medido $\rho_a^m \times a$.
- 3) Estimação do número de camadas N e dos valores iniciais $\bar{\rho}^0$ e \bar{h}^0 .
- 4) Solução do problema de mínimos quadrados pelo método de Levenberg-Marquardt.
- 5) Otimização avançada da solução utilizando AG.

Considerações sobre as etapas mais significativas são formuladas nas seções seguintes.

3.3.1 Determinação do perfil de resistividade aparente medido

A curva $\rho_a^m \times a$ é obtida por meio de uma função de interpolação cúbica hermitiana por partes denominada *pchip*. Essa função utiliza polinômios cúbicos para interligar os interpolandos, mas com as primeiras derivadas nos nós escolhidas de modo que se tenha uma interpolação com “preservação de forma”, ou seja: é assegurada a monotonicidade⁷ nos intervalos de dados [36]. Essa propriedade da função *pchip* auxilia na estimação do número de camadas do solo, tendo apresentado resultados melhores que outras aproximações polinomiais, em especial a curva *spline*, uma vez que são minimizadas as oscilações em torno das amostras. A Figura 3.10 ilustra o conceito.

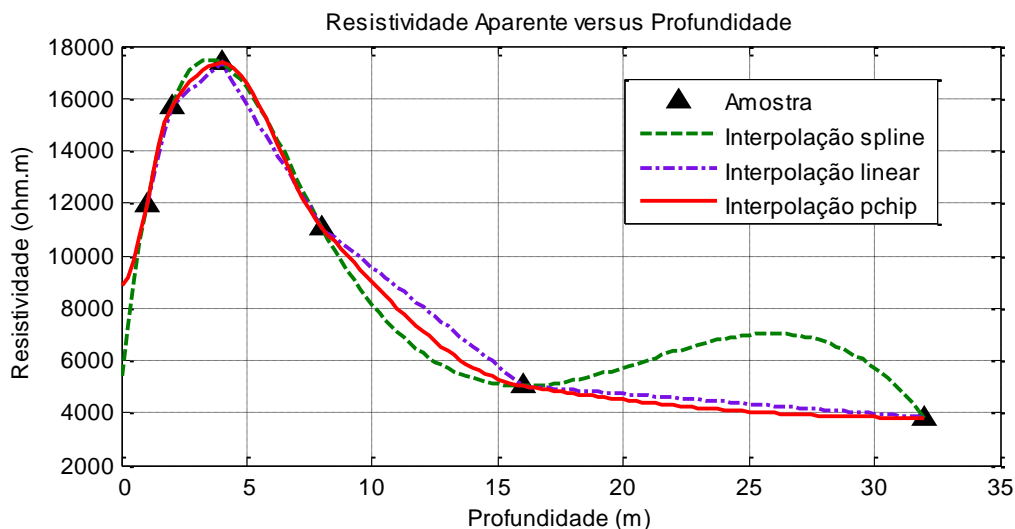


Figura 3.10. Funções de interpolação das amostras de resistividade aparente.

3.3.2 Estimação do número de camadas e dos valores iniciais

A estimação do número de camadas de solo é realizada por meio de uma adaptação do método de estratificação de Pirson, mediante o qual a curva $\rho_a^m \times a$ é subdividida em trechos ascendentes e descendentes e analisada em subgrupos de duas camadas [29]. Uma transição de camadas ocorre em todo o ponto onde a curva $\rho_a^m \times a$ muda de concavidade, ou seja, $\frac{\partial^2 \rho_a^m}{\partial a^2} = 0$. Considerando que a segunda derivada da função *pchip* é descontínua, os pontos de transição podem ser identificados por inspeção da função sinal, definida em (3.17), de $\frac{\partial^2 \rho_a^m}{\partial a^2}$ [36],[37]. A Figura 3.11 representa um caso hipotético de solo de três camadas, constituído por uma camada superficial mais duas transições.

⁷ Em matemática pré-cálculo, uma função $f(x)$ é denominada monótona em um intervalo $[x_1, x_2]$ se ela é crescente ou decrescente [73].

$$\text{sgn}(x) = \begin{cases} -1, & x < 0 \\ 0, & x = 0 \\ +1, & x > 0 \end{cases} \quad (3.17)$$

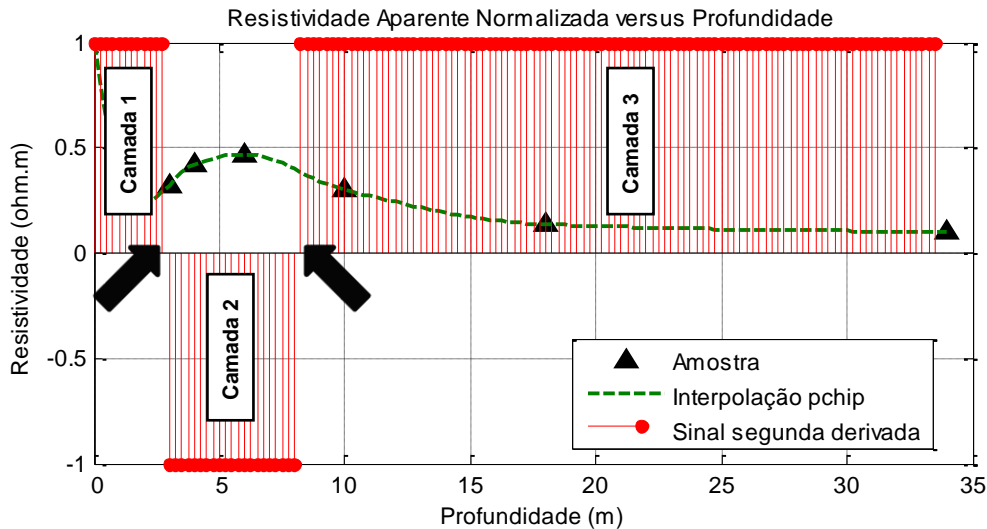


Figura 3.11. Curva de resistividade aparente *versus* profundidade com dois pontos de transição de camadas.

Conhecido o número provável de camadas N , os parâmetros iniciais do solo são estimados conforme o procedimento descrito abaixo [38].

- 1) Fazer a resistividade inicial na primeira camada igual ao primeiro valor da curva $\rho_a^m \times a$ interpolada.
- 2) Fazer a espessura inicial da primeira camada igual à primeira profundidade de amostragem, ou seja: a_1 .
- 3) Se o valor de resistividade aparente na última amostra for menor que o da amostra anterior, fazer a resistividade inicial da camada profunda igual à metade do valor da última amostra. Caso contrário, fazer a resistividade inicial da camada profunda igual ao dobro do valor da última amostra.
- 4) Para as camadas intermediárias, se o ponto de transição for um ponto de máximo, fazer a resistividade inicial da camada igual a $(2N - 5)$ vezes o valor máximo de resistividade aparente correspondente. Se for um ponto de mínimo, fazer a resistividade inicial da camada igual a $1/(2N - 5)$ vezes o valor mínimo de resistividade aparente correspondente.
- 5) Para $(i = 2, 3, \dots, N - 1)$, fazer a espessura inicial da i -ésima camada igual a $\frac{a_i - a_{i-1}}{N-2}$.

3.3.3 Método de Levenberg-Marquardt

Diversos são os métodos de otimização aplicáveis ao problema da estratificação do solo, sendo mais comumente usados o do máximo declive (*steepest descent*), o de Gauss-Newton, o quase-Newton e o de Levenberg-Marquardt, tendo este último apresentado resultados satisfatórios em estudos de resistividade do solo [39]. Em uma descrição superficial, esses métodos são baseados, a partir de uma estimativa inicial da resposta, em cálculos de derivadas direcionais (gradientes) da função objetivo. Por meio de sucessivas iterações, é buscada a direção que conduz ao mínimo local ou global, os parâmetros do algoritmo são ajustados e a resposta, recalculada. O processo é repetido até que se atinja um critério de parada ou uma precisão desejada. Quanto melhor a qualidade da estimativa inicial, menor é o número de iterações necessárias para convergência e, conseqüentemente, o tempo computacional.

O método de Levenberg-Marquardt é um algoritmo para solução de problemas não lineares de mínimos quadrados, podendo ser entendido como uma combinação dos métodos do máximo declive e Gauss-Newton. No primeiro, como o nome sugere, o erro quadrático é minimizado por meio de correções sucessivas da estimativa inicial em direção ao máximo declive da superfície correspondente à função objetivo. No método de Gauss-Newton, o erro quadrático é minimizado assumindo que a função objetivo é localmente quadrática e encontrando seu valor mínimo. O algoritmo de Levenberg-Marquardt agrega características de ambos, respondendo como o método do máximo declive quando a solução se encontra

distante do ponto ótimo, e como o método de Gauss-Newton quando próximo desse ponto. É considerado um método robusto e rápido, convergindo para uma solução mesmo que a estimativa inicial esteja distante do ponto ótimo, embora dependente de como a função objetivo é formulada [40].

A despeito de suas vantagens, o MLM é um algoritmo de busca local, isto é: a convergência para um resultado efetivamente ótimo depende da primeira estimativa da resposta. No caso da resistividade elétrica do solo isso pode representar uma dificuldade. Por mais modernas que sejam as técnicas de estimação inicial dos parâmetros do solo, descritas no item 3.3.2, não deixam de ser um processamento matemático empírico de uma função desconhecida e, por isso, interpolada, sem garantia de sentido físico. Uma estimativa inicial realista levaria em conta dados obtidos por meio de técnicas de sondagem geológica e a correlação com resistividades típicas dos tipos de solo conhecidos. Na prática, entretanto, esse tipo de informação raramente está disponível, mesmo porque o levantamento da resistividade elétrica do solo já é, por si só, um método de sondagem geofísica.

Propõe-se utilizar o MLM⁸ como um estágio intermediário de otimização, a ser complementado com um AG⁹, descrito na seção seguinte. O critério de parada implementado é: ganho na resposta otimizada inferior à precisão de ponto flutuante, equivalente a $2^{-52} = 2,2204 \times 10^{-16}$ [41].

3.3.4 Otimização avançada com AG

Algoritmos genéticos já vêm sendo utilizados com êxito na solução do problema de estratificação do solo, constituindo uma categoria particular de métodos de otimização estocásticos, inspirados pelos conceitos de evolução e genética natural [42]-[44]. Os AGs se notabilizam por necessitarem apenas das informações explícitas na função objetivo, dispensando dados sobre diferenciabilidade e continuidade. Esses algoritmos emulam o processo biológico de evolução por seleção natural, representando as possíveis soluções de um dado problema de otimização por meio de um conjunto de “indivíduos”, cada um caracterizado por um “código genético”, quantificando o quão “mais apta” uma resposta é em relação à outra e fazendo-as “evoluir” quando em interação entre si e com um “meio”, em sucessivas “gerações”.

O ciclo de execução típico de um AG simples, ilustrado na Figura 3.12, segue as etapas de codificação, inicialização e evolução, e tem como resultado um conjunto de indivíduos que consistem em soluções ótimas para as funções que se deseja maximizar ou minimizar. A evolução se dá por meio da aplicação dos operadores genéticos seleção, elitismo, cruzamento e mutação [45].

O operador seleção natural atribui oportunidades reprodutivas aos indivíduos mais aptos, o que faz com que prevaleçam e se disseminem. Os indivíduos mais fracos ou menos adaptados ao meio não geram descendentes e são eliminados. O conceito de elitismo preserva os melhores resultados de uma geração para outra, promovendo o refinamento dos resultados à medida que o algoritmo progride. O cruzamento é o processo que possibilita o surgimento de uma nova população, por meio da mistura de material genético entre indivíduos previamente selecionados e agrupados em pares. Esse operador simula a competição entre os espécimes para se reproduzirem e, logo, os indivíduos mais bem adaptados ao meio prevalecem e propagam suas características para seus descendentes. O operador mutação produz uma modificação aleatória nos cromossomos de indivíduos resultantes do processo de cruzamento, por meio de flutuações em um ou mais genes, o que possibilita a introdução de novas características ou restauração de características perdidas. Esse operador exerce papel fundamental na manutenção da variabilidade genética da população, assim evitando a homogeneização prematura do conjunto de soluções.

⁸ Considerando que o objetivo da dissertação é o resultado da estratificação, a formulação analítica do método de Levenberg-Marquardt é omitida. O detalhamento matemático é apresentado em [74].

⁹ Idem, sendo sugerido [45].

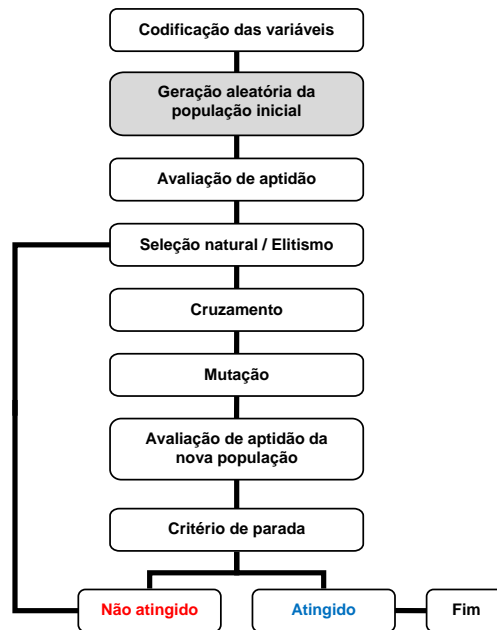


Figura 3.12. Fluxograma de um AG simples.

O AG impõe poucas restrições ao espaço de busca das respostas, não raro convergindo para soluções que não seriam obtidas por meio de métodos determinísticos, como é o Levenberg-Marquardt. Por outro lado, o AG requer grande quantidade de indivíduos para determinação de uma solução realmente ótima. No problema da estratificação do solo, isso representa uma carga computacional considerável, visto ser necessário avaliar muitas vezes a integral numérica e a função recursiva, expressas em (3.8) e (3.9). Em testes preliminares, foram verificados tempos computacionais de algumas horas, para solos com estruturas relativamente simples, como o de três camadas.

Para melhoria do tempo de cálculo, adota-se a estratégia de direcionar a saída do MLM para a entrada do AG, utilizando a resposta otimizada do primeiro para influenciar o gerador de números aleatórios da população inicial do segundo. É utilizada codificação direta com números reais. A população inicial aleatória segue a distribuição uniforme, probabilidades de mutação seguem a distribuição Gaussiana. Considerando o solo com N camadas, a Tabela 3.2 resume os parâmetros de configuração do AG implementado.

Tabela 3.2. Parâmetros de configuração do AG.

Parâmetro	Símbolo	Valor
Variáveis de otimização	N_{var}	$2N - 1$
Indivíduos da população	N_{ind}	$100N_{var}$
Total de gerações	N_{ger}	$10N_{var}$
Taxa de cruzamento	t_{cruz}	80%
Taxa de elitismo	t_{elit}	30%
Probabilidade de mutação	p_{mut}	30%

3.4 VALIDAÇÃO

Para validação do algoritmo de estratificação proposto, são apresentados três estudos de caso, correspondentes aos dados contidos nos anexos B.1, B.2 e B.3 da norma ABNT NBR 7117 [4]. São comparados os parâmetros do solo, erro quadrático normalizado e o tempo computacional para os resultados obtidos pelo método híbrido MLM+AG, pelo método descrito na norma, em cada exemplo, e pelo método do máximo declive, disponível no módulo de engenharia RESAP, integrante do pacote computacional comercial CDEGS [46]. O tempo computacional é medido em um computador Intel® Core™ i7-4810MQ de 8 núcleos, frequência 2,8 GHz e 24 GB de memória RAM.

3.4.1 Estudo de caso – Anexo B.1 da NBR 7117

Os dados das medições de resistividade aparente em função do espaçamento, contidos no anexo B.1 da norma NBR 7117, estão reproduzidos na Tabela 3.3. Os resultados da estratificação do solo são apresentados na Tabela 3.4 e Figura 3.13.

Tabela 3.3. Espaçamentos e medições de resistividade aparente conforme Anexo B.1 da NBR 7117 [4].

Espaçamento (m)	Resistividade aparente ($\Omega.m$)
2,0	3389,0
4,0	1900,0
8,0	585,0
16,0	568,0
32,0	823,0

Tabela 3.4. Resultados da estratificação para os dados do Anexo B.1 da NBR 7117.

Parâmetro	NBR 7117	RESAP	MLM	MLM+AG
ρ_1 ($\Omega.m$)	3350,0	3389,0	4328,45	4531,91
ρ_2 ($\Omega.m$)	630,0	554,31	591,77	586,77
h_1 (m)	3,1	2,23	2,18	1,98
Erro Ψ_e	84,71%	23,19%	19,88%	16,05%
Tempo computacional	-	1,77 s	28,8 s	2 m, 41 s

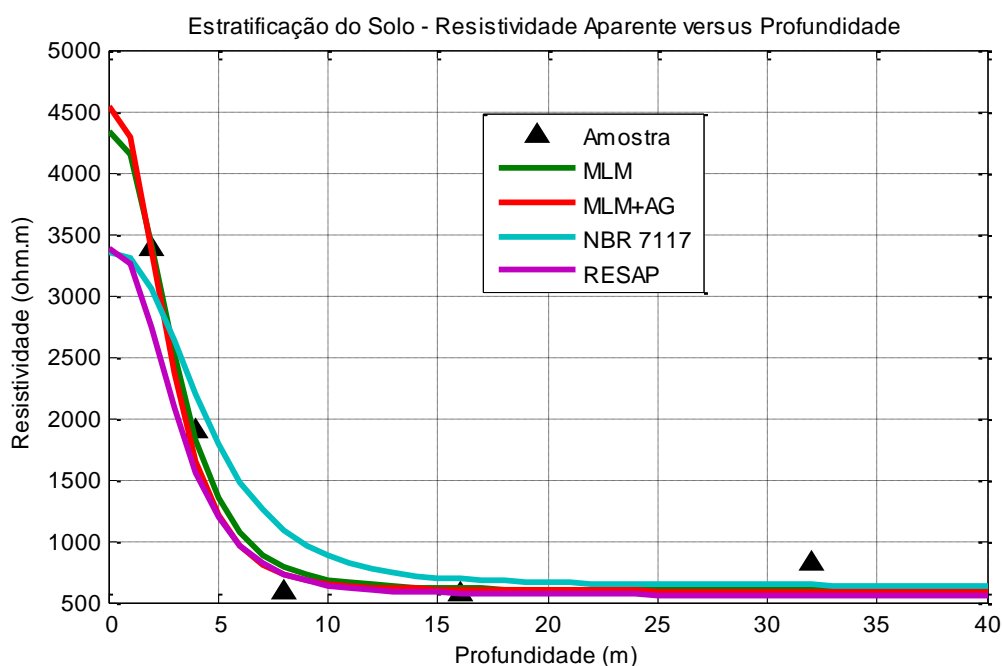


Figura 3.13. Gráfico de resistividade aparente do solo estratificado para os dados do Anexo B.1 da NBR 7117.

A norma utiliza, nesse caso, uma formulação simplificada para estratificação em duas camadas, o que concorda com o número de camadas determinado pelos três modelos numéricos avaliados. Entretanto, a metodologia da norma resulta em um elevado valor de erro quadrático. A convergência do *software* RESAP é a mais rápida, o que é esperado, embora com erro superior ao método proposto. O algoritmo MLM também converge bastante rapidamente, com erro próximo ao do RESAP. O método híbrido MLM+AG apresenta o menor erro, com tempo computacional cerca de 560% superior ao MLM, muito embora bastante satisfatório em termos absolutos.

3.4.2 Estudo de caso – Anexo B.2 da NBR 7117

Os dados das medições de resistividade aparente em função do espaçamento, contidos no anexo B.2 da norma NBR 7117, estão reproduzidos na Tabela 3.5. Os resultados da estratificação do solo são apresentados na Tabela 3.6 e Figura 3.14.

Tabela 3.5. Espaçamentos e medições de resistividade aparente conforme Anexo B.2 da NBR 7117 [4].

Espaçamento (m)	Resistividade aparente ($\Omega.m$)
2,0	680,0
4,0	840,0
8,0	930,0
16,0	690,0
32,0	330,0

Tabela 3.6. Resultados da estratificação para os dados do Anexo B.2 da NBR 7117.

Parâmetro	NBR 7117	RESAP	MLM	MLM+AG
ρ_1 ($\Omega.m$)	340,0	680,0	827,4	744,38
ρ_2 ($\Omega.m$)	1020,0	838,71	679,87	1013,97
ρ_3 ($\Omega.m$)	150,0	85,99	164,95	173,36
h_1 (m)	0,69	0,55	15,47	2,36
h_2 (m)	14,31	17,27	1,75	10,47
Erro Ψ_e	5,42%	5,30%	9,62%	2,64%
Tempo computacional	-	2,71 s	15 m, 51 s	19 m, 28 s

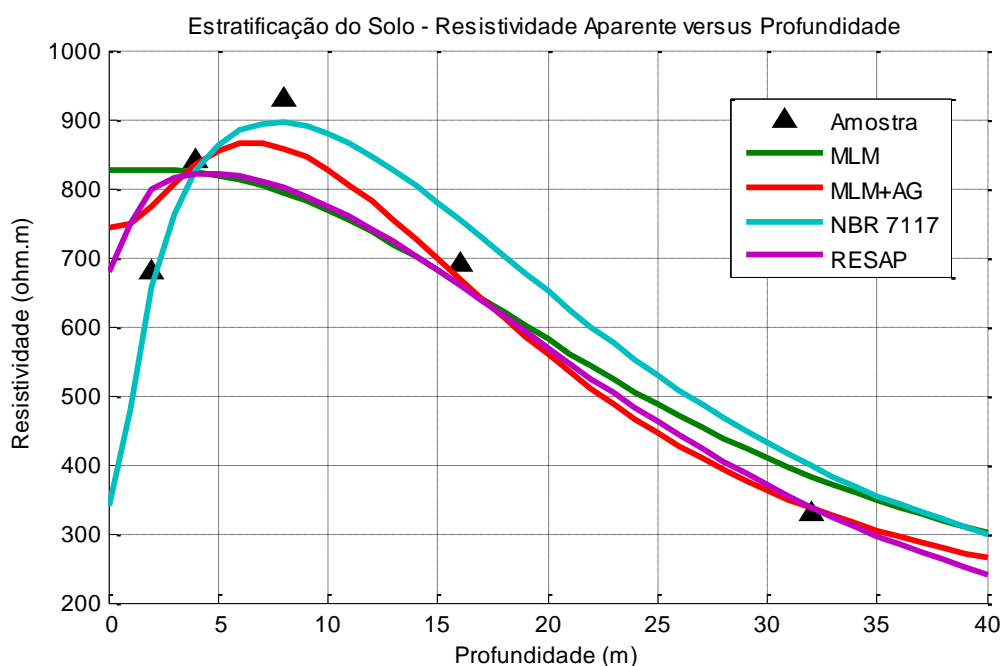


Figura 3.14. Gráfico de resistividade aparente do solo estratificado para os dados do Anexo B.2 da NBR 7117.

Nesse caso a norma obtém a estratificação do solo por meio de um método gráfico de curvas-padrão e auxiliar, resultando em um modelo de três camadas, o que concorda com a resposta dos demais algoritmos. Observa-se redução expressiva do erro quadrático na resposta otimizada produzida pelo MLM+AG. O tempo computacional é consideravelmente mais alto, mas, novamente, aceitável.

3.4.3 Estudo de caso – Anexo B.3 da NBR 7117

Os dados das medições de resistividade aparente em função do espaçamento, contidos no anexo B.3 da norma NBR 7117, estão reproduzidos na Tabela 3.7. Os resultados da estratificação do solo são apresentados na Tabela 3.8 e Figura 3.15.

Tabela 3.7. Espaçamentos e medições de resistividade aparente conforme Anexo B.3 da NBR 7117 [4].

Espaçamento (m)	Resistividade aparente ($\Omega.m$)
1,0	11938,0
2,0	15707,0
4,0	17341,0
8,0	11058,0
16,0	5026,0
32,0	3820,0

Tabela 3.8. Resultados da estratificação para os dados do Anexo B.3 da NBR 7117.

Parâmetro	NBR 7117	RESAP	MLM	MLM+AG
ρ_1 ($\Omega.m$)	8600,0	10053,5	15098,17	13371,63
ρ_2 ($\Omega.m$)	21575,0	3083,19	18458,08	25210,79
ρ_3 ($\Omega.m$)	19146,0	-	2213,24	3589,09
ρ_4 ($\Omega.m$)	4460,0	-	-	-
ρ_5 ($\Omega.m$)	3151,0	-	-	-
h_1 (m)	0,64	8,56	6,59	1,64
h_2 (m)	0,29	-	1,1	2,81
h_3 (m)	3,47	-	-	-
h_4 (m)	7,4	-	-	-
Erro Ψ_e	4,32%	42,22%	20,97%	4,20%
Tempo computacional	-	1,82 s	36 s	19 m, 12 s

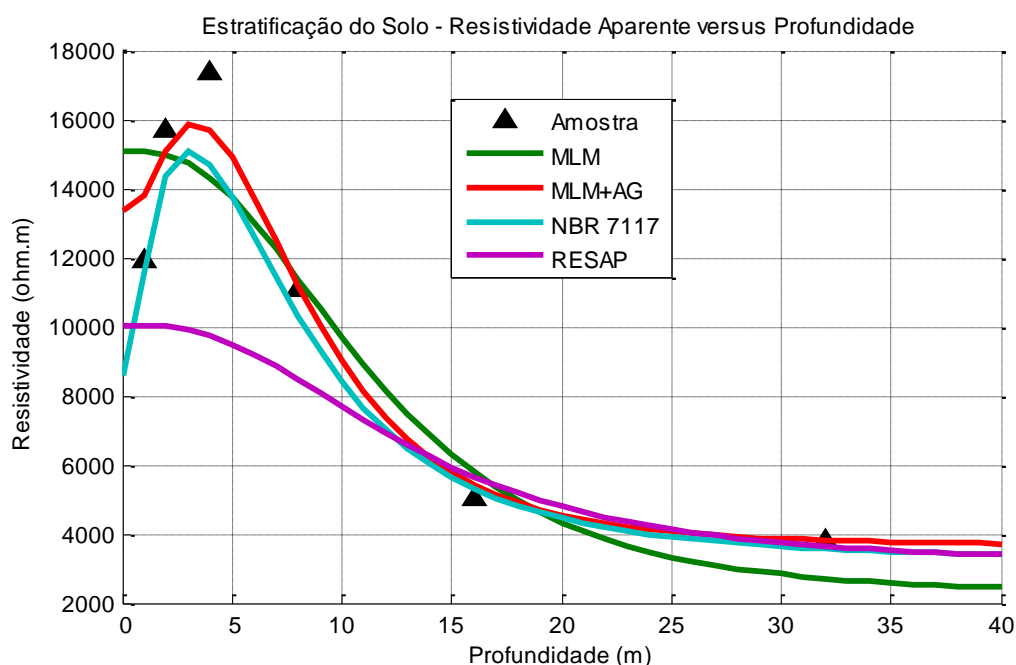


Figura 3.15. Gráfico de resistividade aparente do solo estratificado para os dados do Anexo B.3 da NBR 7117.

No exemplo da norma é utilizado o método gráfico de Pirson, resultando em um modelo estratificado de cinco camadas. O método do máximo declive, implementado pelo RESAP, por sua vez, aparenta produzir uma demasiada simplificação do problema, resultando em uma estratificação em duas camadas, com erro quadrático substancial, o que demonstra o equívoco que se comete ao empregar o modelo de duas camadas

para estruturas de solo mais complexas. O MLM+AG retorna um modelo de três camadas e, assim como nos estudos de caso anteriores, o menor valor de erro, com tempo computacional razoável. O método proposto não apenas fornece a resposta com o menor erro, mas uma estrutura de solo mais simples que o resultado da norma, o que concorda, inclusive, com os próprios princípios do método científico.

3.4.4 Conclusões dos estudos de caso

Os resultados obtidos pelo método híbrido proposto apresentam elevada correlação com os valores de resistividade aparente medidos, com erros substancialmente menores que os das técnicas de estratificação baseadas em curvas padrão e cálculo numérico de gradientes. A implementação é simples, com tempos computacionais aceitáveis, embora mais elevados que os métodos tradicionais. A ferramenta se mostra eficaz para obtenção de parâmetros otimizados do solo, resultando em modelos com precisão satisfatória. É possível melhorar ainda mais a qualidade das respostas, seja por meio do aprimoramento do método de estimação dos parâmetros iniciais do MLM, seja pelo aumento do número de iterações do AG.

3.5 SÍNTESE DO CAPÍTULO

Foi realizado o estudo da resistividade elétrica do solo, iniciando com o procedimento para obtenção das medições de resistividade aparente e cuidados a serem tomados no sentido de assegurar a confiabilidade dos dados. Em seguida foram introduzidos os modelos de estratificação do solo mais comumente empregados para, então, se propor e validar uma rotina de cálculo capaz de determinar os parâmetros otimizados do solo estratificado, a partir do conjunto de medições.

O programa de estratificação proposto executa, fundamentalmente, as seguintes ações: 1) pré-processamento das medições de resistividade aparente e estimativa inicial dos parâmetros do solo, inclusive número provável de camadas; 2) construção de um problema de mínimos quadrados para determinação das resistividades e espessuras de cada camada do solo (função objetivo); 3) solução numérica do problema de mínimos quadrados pelo método MLM; e 4) otimização da resposta utilizando um AG.

Por meio dos testes realizados com os dados disponibilizados na literatura e resultados de outro *software*, verificou-se que o programa desenvolvido apresenta a melhor solução de compromisso, balanceando os seguintes parâmetros de desempenho: número de camadas, erro quadrático da resposta e tempo computacional. Portanto, as respostas do programa desenvolvido são consideradas suficientemente precisas para serem utilizadas como parâmetros de entrada em casos reais de interferências entre LTs e tubulações metálicas, visto que requerem modelagens realistas dos sistemas estudados.

Uma vez disponíveis os parâmetros do modelo de solo multicamadas, pode-se derivar dois submodelos equivalentes. O primeiro submodelo é o de **solo equivalente uniforme**, obtido por meio da combinação das fórmulas de Hummel (3.14)-(3.16) e de Tsiamitros (3.6), que será o parâmetro de entrada utilizado no equacionamento exposto no capítulo 4, que trata das interferências produzidas por acoplamento indutivo pela LT sobre a tubulação, e no capítulo 5, que, reciprocamente, contém o estudo das interferências produzidas por acoplamento indutivo pela tubulação sobre a LT. O segundo submodelo é o de **solo equivalente de duas camadas**, obtido diretamente a partir das fórmulas de Hummel (3.14)-(3.16), o qual será utilizado na formulação apresentada no capítulo 6, para estudo das tensões induzidas por acoplamento condutivo entre uma LT em condições de falta envolvendo a terra e uma tubulação subterrânea.

4 ACOPLAMENTO INDUTIVO

Neste capítulo, são desenvolvidos os elementos necessários para determinação da elevação de potencial do metal produzida por acoplamento indutivo, no caso de aproximação entre uma LT e uma tubulação metálica, o que é expresso pelo termo \hat{E}_d em (2.1). O acoplamento indutivo decorre da exposição da tubulação metálica ao campo magnético resultante produzido pelas correntes que fluem pelos condutores da LT, tanto em regime permanente como em regime transitório de falta.

O caso fundamental para a modelagem do problema de acoplamento indutivo corresponde ao paralelismo perfeito entre uma LT monofásica, denominada **circuito fonte**, pela qual flui uma corrente \hat{I}_{LT} , e uma tubulação metálica, referida como **circuito vítima**. A Figura 4.1 retrata a situação em que a tubulação se aproxima perpendicularmente ao traçado da LT, até um ponto *A*, segue paralelamente à LT e ao eixo *x*, ao longo de um comprimento *L*, até um ponto *B*, e se afasta novamente, na direção perpendicular. Nessas condições, o acoplamento entre as instalações é modelado como uma fonte virtual de tensão \hat{E} , representativo da força eletromotriz induzida no circuito vítima.

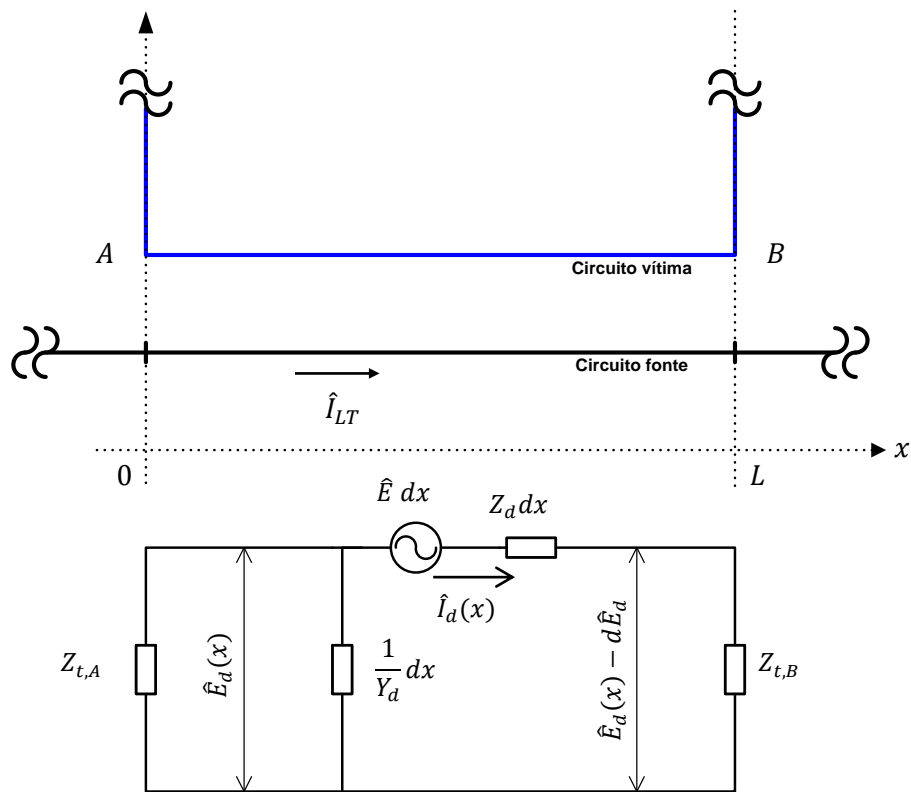


Figura 4.1. Paralelismo entre LT e tubulação e representação do circuito vítima a parâmetros distribuídos.

O circuito vítima é representado por uma linha de transmissão clássica, cujas tensões e correntes são obtidas por meio da solução de (4.1) e (4.2), também conhecidas como equações do telegrafista, definidas como:

$$\frac{d\hat{E}_d(x)}{dx} + Z_d \hat{I}_d(x) - \hat{E} = 0, \tag{4.1}$$

$$\frac{d\hat{I}_d(x)}{dx} + Y_d \hat{E}_d(x) = 0, \tag{4.2}$$

em que Z_d é a impedância, em ohms por metro, do circuito vítima com caminho de retorno pela terra; Y_d é a admitância, em siemens por metro, do circuito vítima; e \hat{E} é a força eletromotriz induzida, determinada por meio de (4.3) [2].

$$\hat{E} = \hat{I}_{LT} Z_m \text{ [V/m]}. \tag{4.3}$$

As impedâncias $Z_{t,A}$ e $Z_{t,B}$, na Figura 4.1, correspondem aos valores terminais representativos dos trechos de tubulação externos ao paralelismo, vistos, respectivamente, a partir dos pontos A e B , em ohms. O valor Z_m representa a impedância mútua do circuito composto pela LT e pela tubulação com caminho de retorno pela terra, expressa em ohms por metro.

O objeto de interesse, por ora, é uma investigação qualitativa da resposta em tensão do circuito vítima. A solução geral do par de equações diferenciais (4.1) e (4.2) é na forma de (4.4) e (4.5), que caracterizam a propagação de uma onda ao longo de uma linha de transmissão clássica. O parâmetro γ é denominado constante de propagação da linha. Ao fator Z_c dá-se o nome impedância característica do circuito vítima.

$$\hat{E}_d(x) = a_1 e^{\gamma x} + a_2 e^{-\gamma x} \quad [\text{V}], \quad (4.4)$$

$$\hat{I}_d(x) = \frac{a_1 e^{\gamma x} - a_2 e^{-\gamma x}}{Z_c} \quad [\text{A}], \quad (4.5)$$

$$\gamma = \sqrt{Z_d Y_d} \quad [\text{m}^{-1}], \quad (4.6)$$

$$Z_c = \sqrt{\frac{Z_d}{Y_d}} \quad [\Omega]. \quad (4.7)$$

O valor das constantes a_1 e a_2 depende das condições de contorno nas extremidades do paralelismo, isto é: nos pontos $x = 0$ e $x = L$, havendo três soluções particulares relevantes, discutidas abaixo [2].

4.1.1 Soluções particulares

Primeira solução: tubulação desprovida de aterramento e se estendendo indefinidamente para além da região de paralelismo em ambas as extremidades.

A tensão induzida no circuito vítima tem forma descrita em (4.8), cujo gráfico é apresentado na Figura 4.2.

$$\hat{E}_d(x) = \begin{cases} \frac{\hat{E}}{2\gamma} (e^{-\gamma(L-x)} - e^{-\gamma x}), \forall x \in [0, L] \\ \frac{\hat{E}}{2\gamma} (1 - e^{-\gamma L}) e^{-\gamma x}, \forall x \notin [0, L] \end{cases} \quad [\text{V}]. \quad (4.8)$$

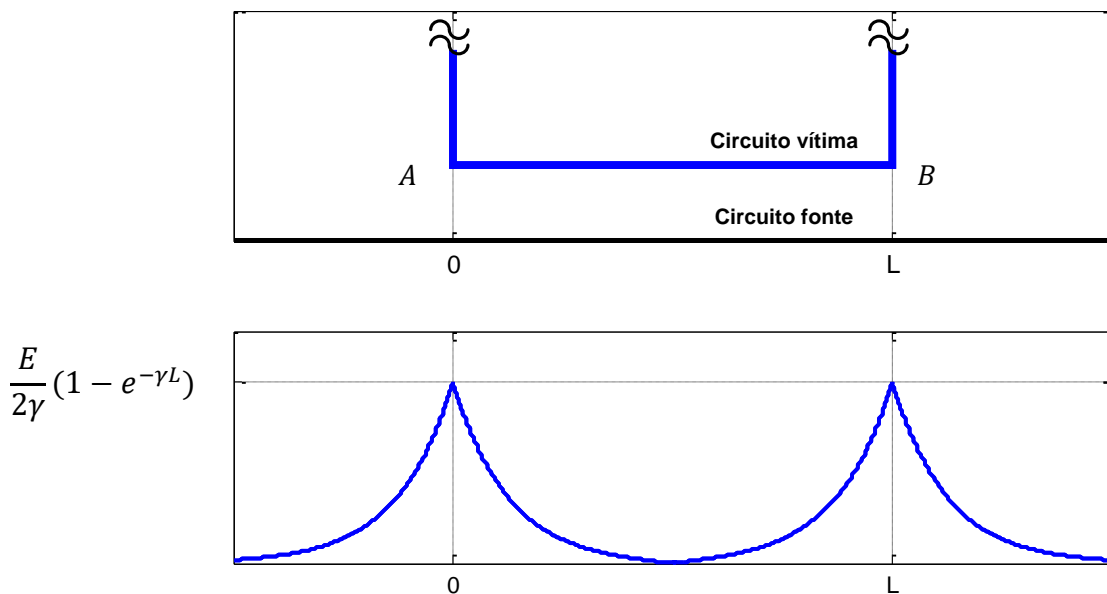


Figura 4.2. Gráfico de tensão induzida *versus* comprimento para tubulação desprovida de aterramento e se estendendo indefinidamente para além da região de paralelismo em ambas as extremidades.

Segunda solução: tubulação desprovida de aterramento e se estendendo indefinidamente para além da região de paralelismo em apenas uma das extremidades.

O ponto final do traçado da tubulação ocorre em $x = L$, sendo a tensão induzida no circuito vítima na forma de (4.9), cujo gráfico é apresentado na Figura 4.3.

$$\hat{E}_d(x) = \begin{cases} \frac{\hat{E}}{2\gamma} [e^{\gamma x}(2e^{-\gamma L} - e^{-2\gamma L}) - e^{-\gamma x}], \forall x \in [0, L] \\ \frac{-\hat{E}}{2\gamma} (1 + e^{-2\gamma L} + 2e^{-\gamma L})e^{-\gamma x}, \forall x \notin [0, L] \end{cases} \quad [\text{V}]. \quad (4.9)$$

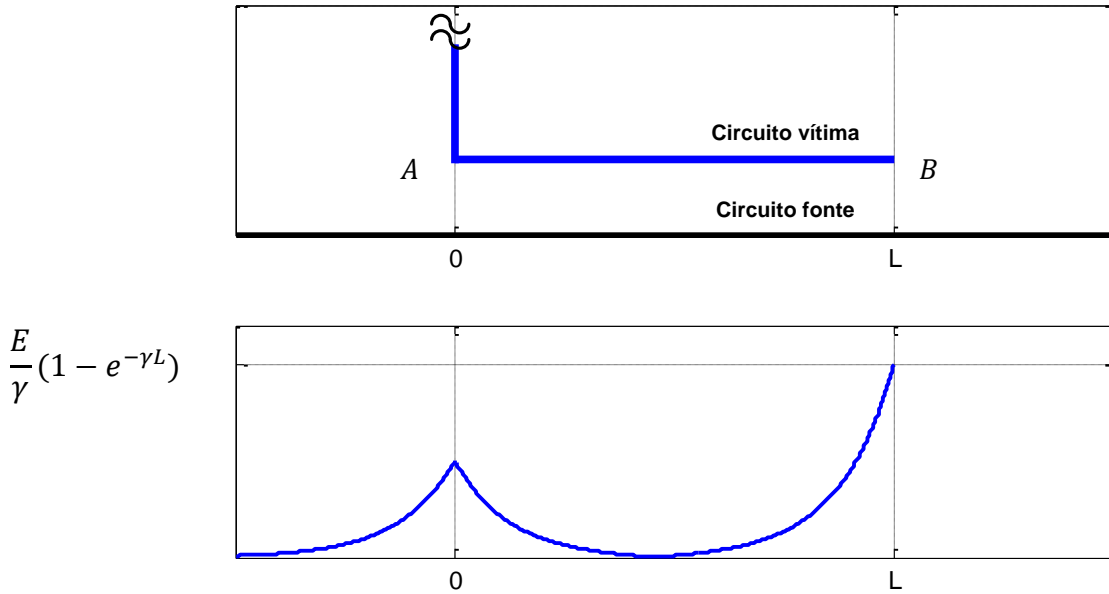


Figura 4.3. Gráfico de tensão induzida *versus* comprimento para tubulação desprovida de aterramento e se estendendo indefinidamente para além da região de paralelismo em apenas uma das extremidades.

Terceira solução: tubulação perfeitamente aterrada em uma extremidade e se estendendo indefinidamente para além da região de paralelismo na outra.

Considerando a presença de um ponto de aterramento com impedância nula em $x = 0$, a tensão induzida no circuito vítima é definida como (4.10), cujo gráfico é apresentado na Figura 4.4.

$$\hat{E}_d(x) = \begin{cases} \frac{\hat{E}}{2\gamma} (e^{\gamma x} - e^{-\gamma x})e^{-\gamma L}, \forall x \in [0, L] \\ \frac{\hat{E}}{2\gamma} (1 - e^{-2\gamma L})e^{-\gamma x}, \forall x \notin [0, L] \end{cases} \quad [\text{V}]. \quad (4.10)$$

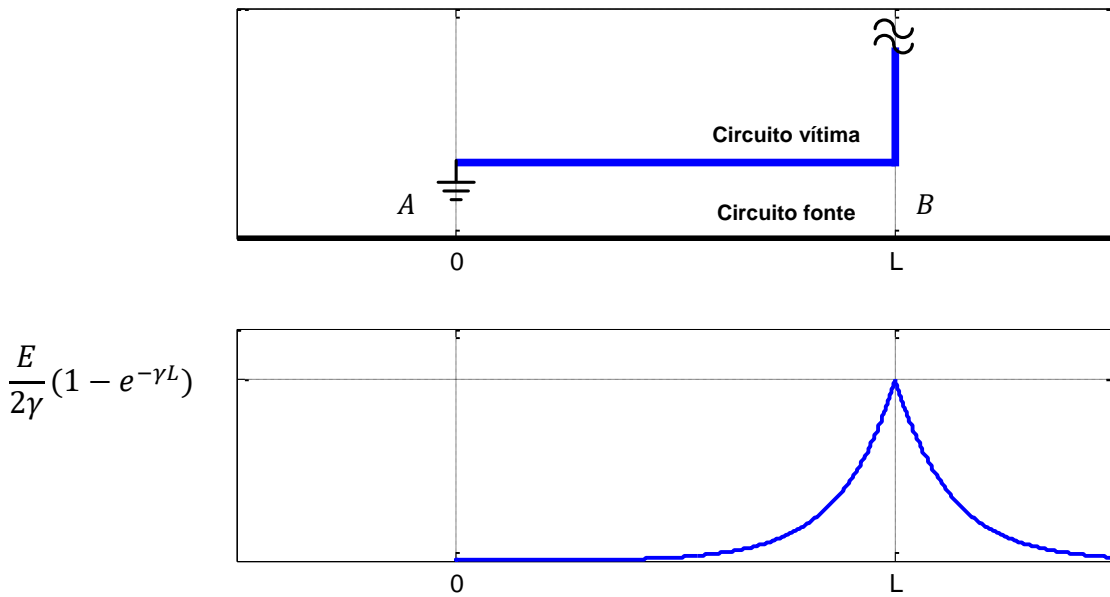


Figura 4.4. Gráfico de tensão induzida *versus* comprimento para tubulação perfeitamente aterrada em uma extremidade e se estendendo indefinidamente para além da região de paralelismo na outra.

A análise das três soluções particulares indica que a componente de tensão produzida por acoplamento indutivo atinge seus valores de pico nas discontinuidades, isto é, nas extremidades do paralelismo. A magnitude do pico varia entre zero, quando o ponto é perfeitamente aterrado, e um valor máximo, correspondente ao circuito aberto, e é diretamente proporcional à *fem* induzida ao longo do comprimento da região exposta *L*. Pode-se verificar, também, que as impedâncias terminais $Z_{t,A}$ e $Z_{t,B}$ convergem para o valor da impedância característica Z_C do circuito vítima quando $x \rightarrow \pm\infty$, isto é, quando a tubulação se prolonga indefinidamente para além da região de paralelismo.

4.2 MODELAGEM DO CASO GERAL

Os conceitos apresentados na seção anterior permanecem válidos para o caso geral, constituído por sucessivos paralelismos, obliquidades e cruzamentos. Assim, a construção do modelo de cálculo é baseada na subdivisão da tubulação em segmentos que possam ser descritos como paralelismos equivalentes ou virtuais, assumindo que a admitância do circuito vítima e a resistividade do solo são constantes ao longo de cada segmento [2],[47]. Esse procedimento é ilustrado esquematicamente na Figura 4.5.

O circuito vítima equivalente ao caso geral passa a ser, portanto, uma cadeia de células π , representada na Figura 4.6 para um sistema com n subdivisões. Uma vez conhecidos os parâmetros do circuito vítima, as tensões e correntes induzidas podem ser determinadas de maneira relativamente simples, por meio de técnicas de análise circuital nodal.

É necessário estabelecer uma distinção clara entre *fem* e tensão induzida no metal. As forças eletromotrizes induzidas \hat{E}_i resultam dos acoplamentos mútuos entre o circuito fonte e o circuito vítima, sendo introduzidas no modelo como uma sucessão de fontes virtuais de tensão. Da interação entre essas fontes e o metal, e em função das características do revestimento isolante da tubulação, decorrem as tensões induzidas $\hat{E}_{d,i}$.

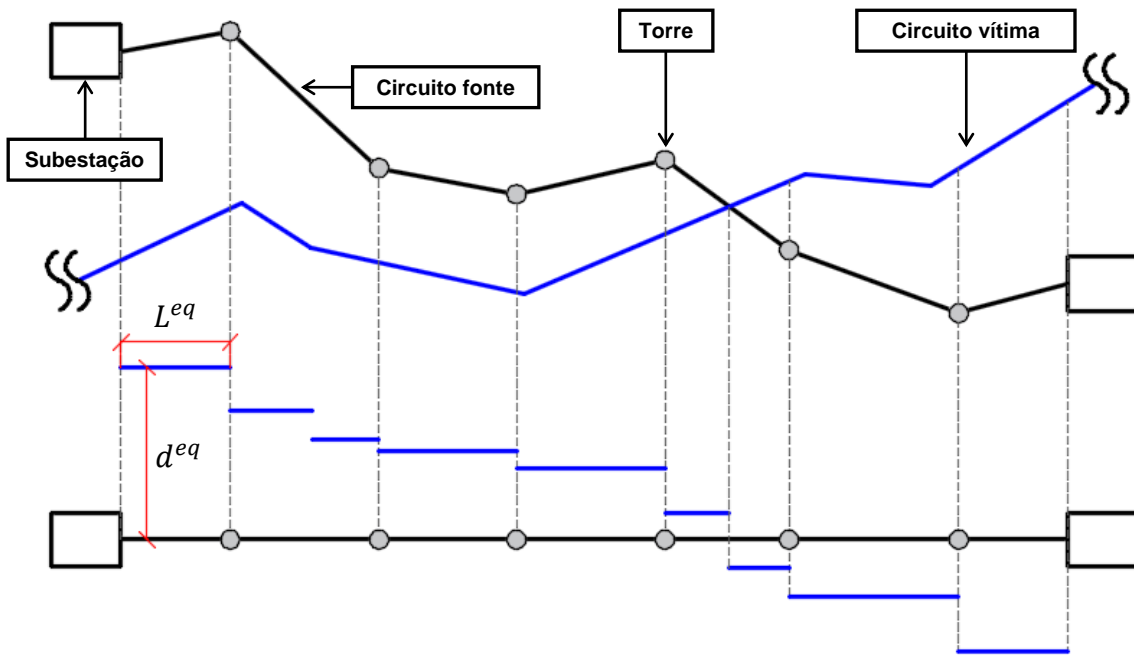


Figura 4.5. Representação de um caso de interferência geral em termos de paralelismos equivalentes.

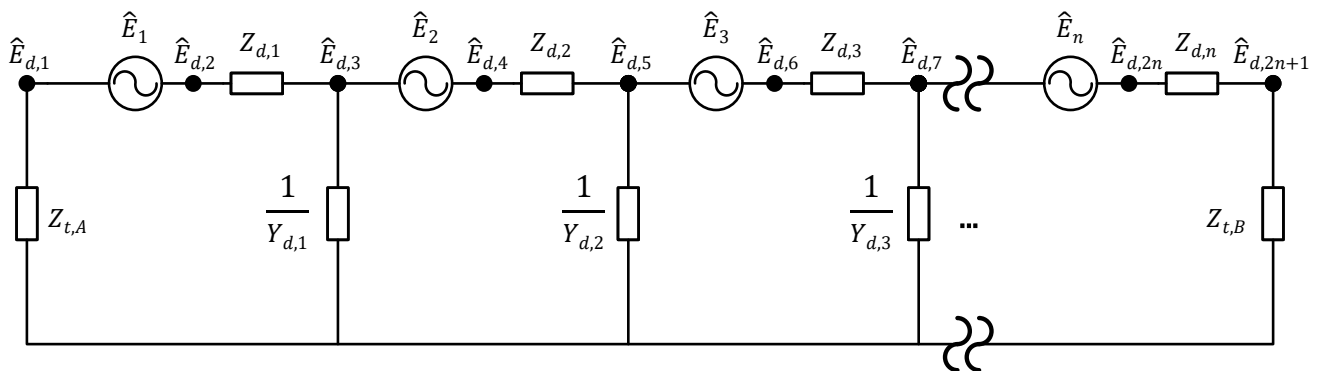


Figura 4.6. Representação do circuito vítima equivalente ao caso geral.

A solução do problema de acoplamento indutivo consiste, portanto, na determinação dos parâmetros do circuito vítima equivalente: comprimentos e distâncias dos paralelismos virtuais, impedâncias e admitâncias da tubulação e forças eletromotrizes induzidas, as quais, por sua vez, são função das impedâncias mútuas do sistema.

4.2.1 Cálculo dos parâmetros do paralelismo equivalente

Para os casos de obliquidades e cruzamentos, o circuito vítima é subdividido em segmentos de comprimento L^{eq} e afastamento d^{eq} , conforme cotas indicadas na Figura 4.5, mediante critérios que assegurem a validade dos cálculos das impedâncias mútuas entre a LT e a tubulação.

Na modelagem de geometrias complexas, isto é, aquelas em que LT e tubulação percorrem traçados arbitrários, a linha vítima deve, primeiramente, ser seccionada em pontos tais que: 1) em cada região de acoplamento, a linha fonte corresponda a um trecho perfeitamente retilíneo; e 2) cada segmento da linha vítima esteja inteiramente contido nas regiões de acoplamento que o influenciam. Esses pontos são determinados pelos interceptos entre as projeções ortogonais aos segmentos de reta que unem cada duas torres adjacentes, denominados vãos da LT, e a linha correspondente ao circuito vítima. No caso exemplificado na Figura 4.9, os vãos são definidos pelos segmentos T_1T_2 e T_2T_3 , cujas projeções ortogonais interceptam e seccionam a linha vítima nos pontos A ao E. As regiões de acoplamento

correspondem aos trapézios T_1T_2CD , T_2T_3BD e T_2T_3DE . Daí decorrem duas situações particulares, pouco documentadas na literatura: a ocorrência de “sombras”, como é o caso do segmento AB , que não acopla com o circuito fonte, e a ocorrência de acoplamentos múltiplos, observada no segmento CD , que recebe influência simultânea dos vãos T_1T_2 e T_2T_3 . Os segmentos BC e DE acoplam unicamente com o vão T_2T_3 .

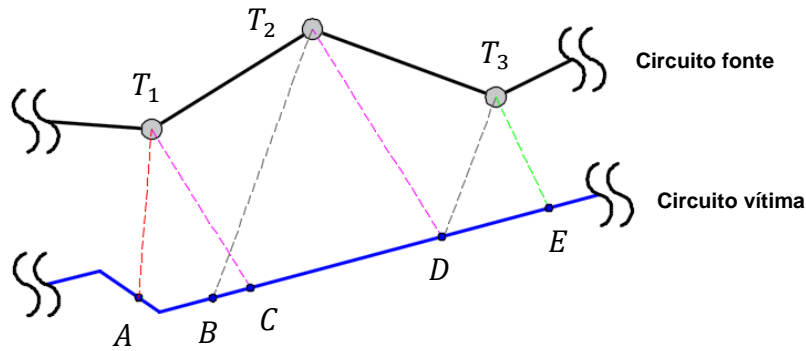


Figura 4.7. Definição das regiões de acoplamento e seccionamento da linha vítima.

Uma aproximação oblíqua com extremidades afastadas de a_1 e a_2 em relação ao eixo do circuito fonte, como ilustrado na Figura 4.8, pode ser representada por um paralelismo equivalente com afastamento d^{eq} definido em (4.11), desde que respeitada a condição (4.12) [2]. Caso isso não ocorra, o trecho é novamente subdividido, de modo que $\frac{a_1}{a_3}$ e $\frac{a_3}{a_2}$ atendam essa condição, e assim sucessivamente.

$$d^{eq} = \sqrt{a_1 a_2} \quad [\text{m}], \tag{4.11}$$

$$\frac{1}{3} \leq \frac{a_1}{a_2} \leq 3. \tag{4.12}$$

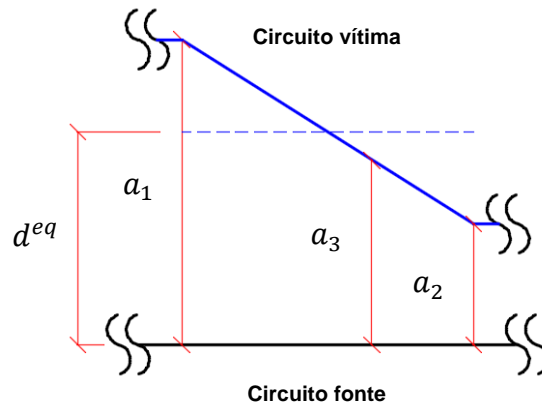


Figura 4.8. Aproximação oblíqua entre LT e tubulação.

No caso de cruzamento, propõe-se um procedimento ligeiramente distinto do adotado em [2]: a tubulação é seccionada no epicentro do cruzamento, a partir do qual é traçado um raio de dez metros, definindo dois interceptos com afastamentos a_1 e a_2 em relação ao eixo da LT. A região contida no raio é subdividida em dois segmentos, com afastamentos equivalentes dados por (4.13) e (4.14), com cotas referidas na Figura 4.9. A região externa ao raio é tratada como uma obliquidade ou paralelismo simples.

$$d_1^{eq} = \frac{a_1}{2} \quad [\text{m}], \tag{4.13}$$

$$d_2^{eq} = \frac{a_2}{2} \quad [\text{m}]. \tag{4.14}$$

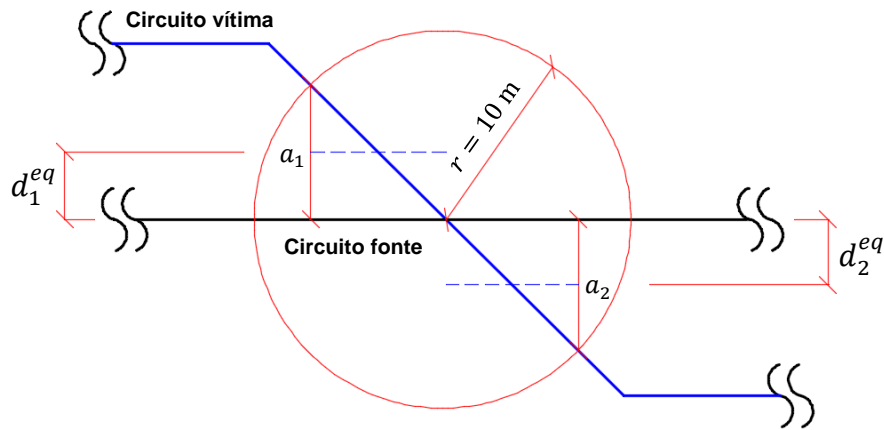


Figura 4.9. Cruzamento entre LT e tubulação.

4.2.2 Cálculo das impedâncias mútuas entre os circuitos fonte e vítima

O cálculo das impedâncias mútuas envolve o estudo da propagação de ondas nos condutores com caminho de retorno pela terra, problema que recebeu sua contribuição mais notável a partir dos trabalhos de Carson [8]. Considerando o sistema geométrico retratado na Figura 4.10, um condutor aéreo qualquer pertencente à LT, designado pelo índice i , a tubulação subterrânea e sua imagem, designadas pelo índice j , e o solo homogêneo, a impedância mútua definida por Carson é, em sua forma geral, expressa por (4.15), em ohms por unidade de comprimento.

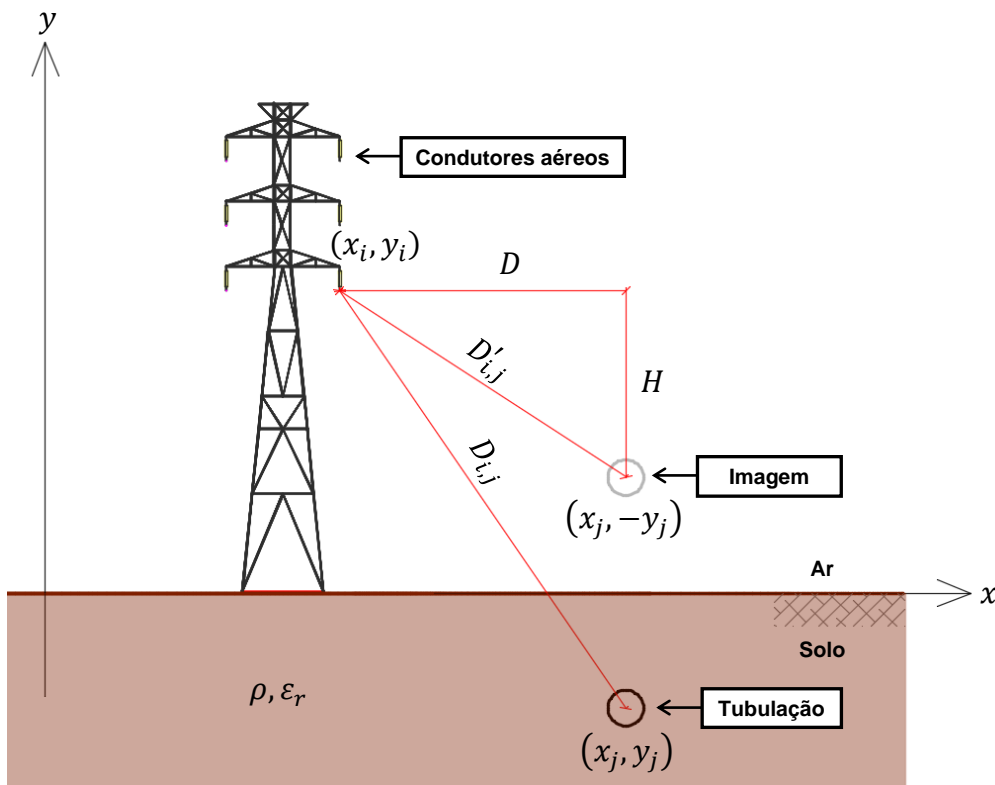


Figura 4.10. Condutores aéreos, tubulação subterrânea e sua imagem.

$$Z_{i,j} = Z_m = \frac{j\omega\mu_0}{2\pi} \ln\left(\frac{D'_{i,j}}{D_{i,j}}\right) + \frac{j\omega\mu_0}{2\pi} \int_0^\infty \frac{2e^{-H\lambda}}{\lambda + \sqrt{\lambda^2 + j\frac{\omega\mu_0}{\rho} - \omega^2\mu_0\epsilon_0\epsilon_r}} \cos(\lambda D) d\lambda \quad [\Omega/m], \quad (4.15)$$

em que $\mu_0=4\pi\times 10^{-7}$ H/m é a constante de permeabilidade magnética do espaço livre; ρ é a resistividade elétrica do solo local, em ohms.metro; ϵ_r é a permissividade elétrica relativa do solo local; H , D , $D_{i,j}$ e $D'_{i,j}$ são afastamentos relativos que dependem das posições e dos meios onde os condutores i e j estão imersos.

A impedância mútua entre o condutor aéreo i e a tubulação subterrânea j é determinada adotando os fatores geométricos descritos em (4.16) a (4.19).

$$H = y_i + y_j \quad [\text{m}], \quad (4.16)$$

$$D = x_j - x_i \quad [\text{m}], \quad (4.17)$$

$$D_{i,j} = \sqrt{(x_j - x_i)^2 + (y_i - y_j)^2} \quad [\text{m}], \quad (4.18)$$

$$D'_{i,j} = \sqrt{(x_j - x_i)^2 + (y_i + y_j)^2} \quad [\text{m}]. \quad (4.19)$$

A primeira parcela de (4.15) corresponde à impedância do circuito com caminho de retorno pela terra para o meio perfeitamente condutor. A segunda parcela, composta por uma integral imprópria, representa os efeitos do solo com resistividade finita, incluindo as perdas no retorno da corrente. A solução da integral de Carson vem sendo abordada por inúmeros pesquisadores, por meio de técnicas de integração numérica utilizando quadraturas, séries de potências ou, principalmente, pela dedução de expressões simplificadas, com destaque para as fórmulas de Carsom-Clem, Deri, Lucca e Ametani [2],[48]-[51]. O uso das fórmulas simplificadas é conveniente, mas pode introduzir erros significativos caso não se conheça profundamente as particularidades do problema de interferências em estudo. De maneira geral, essas expressões produzem resultados satisfatórios para baixas frequências e afastamentos relativamente pequenos entre os condutores, o que limita o modelo de cálculo de acoplamento. Em [35] é apresentado um estudo sistemático dos erros intrínsecos às fórmulas indicadas.

Um trabalho recente, desenvolvido por Theodoulidis, demonstra que a integral de Carson pode ser calculada analiticamente, com precisão de ponto flutuante e sem problemas de convergência, por meio de uma solução em forma fechada, isto é: expressa em termos de uma ou mais funções cujo comportamento é conhecido [52]. Com efeito, a integral imprópria em (4.15) é equivalente a:

$$\int_0^{\infty} \frac{2e^{-H\lambda}}{\lambda + \sqrt{\lambda^2 + j\frac{\omega\mu_0}{\rho} - \omega^2\mu_0\epsilon_0\epsilon_r}} \cos(\lambda D) d\lambda = \frac{\pi}{2u_1} [\check{H}_1(u_1) - \check{Y}_1(u_1)] - \frac{1}{u_1^2} + \frac{\pi}{2u_2} [\check{H}_1(u_2) - \check{Y}_1(u_2)] - \frac{1}{u_2^2}, \quad (4.20)$$

em que \check{H}_1 é a função de Struve e \check{Y}_1 é a função de Bessel de segunda espécie, ambas de primeira ordem, com a mudança de variáveis expressa em (4.21) e (4.22) [52]-[55].

$$u_1 = \sqrt{j\frac{\omega\mu_0}{\rho} - \omega^2\mu_0\epsilon_0\epsilon_r(H - jD)}, \quad (4.21)$$

$$u_2 = \sqrt{j\frac{\omega\mu_0}{\rho} - \omega^2\mu_0\epsilon_0\epsilon_r(H + jD)}. \quad (4.22)$$

A validade de (4.15) e (4.20) permanece para o cálculo da impedância mútua entre condutores aéreos, como ocorre entre os cabos fase e para-raios, bastando, para tanto, a definição adequada dos parâmetros H , D , $D_{i,j}$ e $D'_{i,j}$.

4.2.3 Cálculo das impedâncias do circuito vítima

A tubulação metálica revestida, representada em corte na Figura 4.11, é descrita eletricamente por uma impedância série Z_d , também denominada impedância longitudinal, e por uma admitância *shunt* Y_d , associada a uma impedância dita transversal, ambas expressas em grandezas por unidade de comprimento.

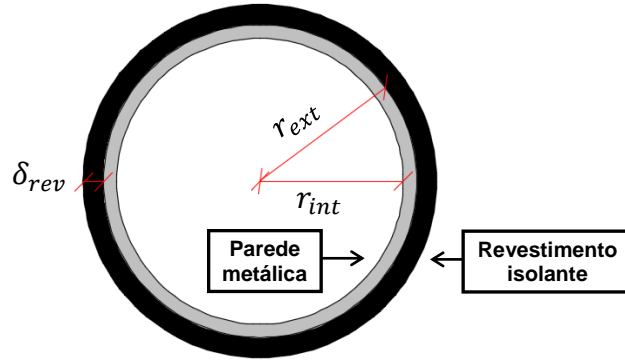


Figura 4.11. Corte transversal de um tubo metálico revestido.

A impedância série Z_d , expressa em (4.23), é composta por uma parcela interna, associada ao metal propriamente dito, e por uma externa, associada à impedância própria da tubulação com caminho de retorno pela terra. A componente interna $Z_{d,int}$ é definida pela expressão (4.24). A componente externa $Z_{d,ext}$ é derivada da equação de Carson (4.15), fazendo $i = j$, $D_{j,j} = RMG_{tu}$, $D'_{j,j} = H = 2|y_j|$ e $D = 0$, resultando em (4.25).

$$Z_d = Z_{d,int} + Z_{d,ext} \quad [\Omega/m], \quad (4.23)$$

$$Z_{d,int} = \frac{\sqrt{\rho_d \mu_0 \mu_d \omega}}{\pi 2 r_{ext} \sqrt{2}} (1 + j) \quad [\Omega/m], \quad (4.24)$$

$$Z_{d,ext} = \frac{j\omega\mu_0}{2\pi} \ln\left(\frac{2|y_j|}{RMG_{tu}}\right) + \frac{j\omega\mu_0}{2\pi} \int_0^\infty \frac{2e^{-2|y_j|\lambda}}{\lambda + \sqrt{\lambda^2 + j\frac{\omega\mu_0}{\rho} - \omega^2\mu_0\epsilon_0\epsilon_r}} d\lambda [\Omega/m], \quad (4.25)$$

em que ρ_d é a resistividade elétrica do metal, em ohms.metro; μ_d é a permeabilidade magnética relativa do metal; r_{ext} é o raio externo da tubulação, em metros; e RMG_{tu} corresponde ao raio médio geométrico do condutor tubular, calculado, em metros, utilizando (4.26):

$$\ln(RMG_{TU}) = \ln(r_{ext}) - \frac{\frac{r_{ext}^4}{4} - r_{ext}^2 r_{int}^2 + r_{int}^4 \left[\frac{3}{4} + \ln\left(\frac{r_{int}}{r_{ext}}\right) \right]}{(r_{ext}^2 - r_{int}^2)^2} [\text{m}], \quad (4.26)$$

sendo r_{int} o raio interno da tubulação, em metros [56].

A admitância *shunt* Y_d é relacionada à fuga de corrente para o solo através do revestimento isolante da tubulação, e é calculada por meio de (4.27):

$$Y_d = \frac{\pi 2 r_{ext}}{\rho_{rev} \delta_{rev}} + j\omega \frac{\epsilon_0 \epsilon_{rev} \pi 2 r_{ext}}{\delta_{rev}} \quad [\text{S/m}], \quad (4.27)$$

em que ρ_{rev} é a resistividade elétrica do revestimento isolante, em ohms.metro; δ_{rev} é a espessura da camada isolante, em metros; e ϵ_{rev} é a permissividade elétrica relativa do revestimento isolante.

As expressões (4.24) e (4.27) são deduzidas no apêndice G da referência [2], na qual seus domínios de validade são discutidos, e apresentam resultados suficientemente precisos para tubulações subterrâneas e bem revestidas. Para referência, a Tabela 4.1 contém valores típicos de resistividade de alguns revestimentos usualmente empregados na indústria, para os quais esses cálculos são aplicáveis.

Tabela 4.1. Resistividades típicas de alguns revestimentos [2],[57].

Revestimento	Resistividade específica ($\Omega.m$)
Esmalte de piche de carvão (<i>coal tar</i>)	$0,2 \times 10^6$ a 2×10^6
Polietileno extrudado	2×10^7 a 1×10^{12}

4.2.4 Formulação matricial do problema

O circuito da Figura 4.6, equivalente ao caso geral, é associado a um sistema composto por n equações nodais, que pode ser escrito em notação matricial como:

$$[Z][\hat{I}_d] = [\hat{E}], \quad (4.28)$$

em que $\bar{Z}(n \times n)$ é a matriz de impedâncias do sistema; $\bar{I}_d(n \times 1)$ é o vetor de correntes longitudinais no circuito vítima; e $\bar{E}(n \times 1)$ é o vetor de forças eletromotrizes induzidas.

A matriz de impedâncias \bar{Z} é construída de acordo com as expressões (4.29) e (4.30):

$$[Z] = \begin{bmatrix} P_1 & -Y_{d,1}^{-1}L_1^{eq} & 0 & \dots & 0 \\ -Y_{d,1}^{-1}L_1^{eq} & P_2 & -Y_{d,2}^{-1}L_2^{eq} & \dots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots & \dots & \vdots \\ 0 & -Y_{d,i-1}^{-1}L_{i-1}^{eq} & P_i & -Y_{d,i}^{-1}L_i^{eq} & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots & \dots & \vdots \\ 0 & \dots & -Y_{d,n-2}^{-1}L_{n-2}^{eq} & P_{n-1} & -Y_{d,n-1}^{-1}L_{n-1}^{eq} \\ 0 & \dots & \dots & -Y_{d,n-1}^{-1}L_{n-1}^{eq} & P_n \end{bmatrix} [\Omega], \quad (4.29)$$

sendo:

$$P_i = \begin{cases} Z_{t,A} + Z_{d,i}L_i^{eq} + Y_{d,i}^{-1}L_i^{eq}, \forall i = 1 \\ Y_{d,i-1}^{-1}L_{i-1}^{eq} + Z_{d,i}L_i^{eq} + Y_{d,i}^{-1}L_i^{eq}, \forall i \in [2, n-1] \\ Y_{d,n-1}^{-1}L_{n-1}^{eq} + Z_{d,n}L_{n-1}^{eq} + Z_{t,B}, \forall i = n \end{cases} [\Omega]. \quad (4.30)$$

As impedâncias terminais $Z_{t,A}$ e $Z_{t,B}$ dependem da presença de estruturas de aterramento nas extremidades da tubulação, e podem ser determinadas em função da geometria dos eletrodos de aterramento e da resistividade do solo utilizando os métodos descritos no capítulo 6. Aos termos $Y_{d,i}^{-1} \times L_i^{eq}$ podem ser introduzidos os valores em paralelo das impedâncias representativas de estruturas de aterramento intermediárias, dispostas ao longo da linha vítima.

O vetor de forças eletromotrizes induzidas \bar{E} corresponde à sobreposição das influências de todos os vãos acoplados com o segmento observado. Admitindo que o i -ésimo segmento da tubulação é acoplado a M vãos da linha fonte, pode-se escrever:

$$\hat{E}_i = \sum_{k=1}^M \hat{I}_{LT,k} Z_{m,k} L_i^{eq} \quad [V], \quad (4.31)$$

em que $\hat{I}_{LT,k}$ é corrente elétrica fluindo pelo k -ésimo vão acoplado ao segmento observado, em ampères; e $Z_{m,k}$ é a impedância mútua entre o k -ésimo vão e o i -ésimo segmento, em ohms. O fator L_i^{eq} em (4.29), (4.30) e (4.31) corresponde ao comprimento da exposição do i -ésimo segmento, em metros.

As correntes induzidas na tubulação são obtidas usando:

$$[\hat{I}_d] = [Z]^{-1}[\hat{E}] \quad [A]. \quad (4.32)$$

Finalmente, as tensões induzidas são obtidas por meio da aplicação direta da Lei de Ohm, utilizando a seguinte expressão:

$$\hat{E}_{d,i} = \frac{\hat{I}_{d,i+1} - \hat{I}_{d,i}}{Y_{d,i}} \quad [V], \quad (4.33)$$

em que, referindo ao circuito vítima representado na Figura 4.6, $\hat{E}_{d,i}$ corresponde à tensão nodal na i -ésima seção, expressa em volts; $\hat{I}_{d,i}$ é a corrente longitudinal fluindo através da i -ésima seção, dada em ampères; e $Y_{d,i}$ é a admitância *shunt* da i -ésima seção, em siemens.

4.3 PROGRAMA DE CÁLCULO PROPOSTO

Nesta seção é implementado o Objetivo B) deste trabalho, qual seja: uma ferramenta de simulação de fenômenos de acoplamento indutivo empregando o equacionamento descrito na seção anterior, destinada ao estudo de geometrias arbitrárias, com resistividade do solo variável ao longo do percurso da linha vítima e quaisquer números de condutores fase e para-raios. As coordenadas das linhas fonte e vítima são preliminarmente processadas, para detecção dos cruzamentos e regiões de acoplamento, paralelas ou oblíquas, e subdivisão da linha vítima, conforme critérios descritos no item 4.2.1. A resistividade elétrica do solo é fornecida como um vetor de dados $\bar{\rho}(1 \times M)$ associado a um vetor de posições progressivas ao longo do traçado da tubulação $\bar{l}(1 \times M)$, sendo M o total de amostras, e linearmente interpolada para os pontos correspondentes à cada subdivisão da linha vítima. As impedâncias do sistema são calculadas por meio da solução analítica em forma fechada da integral de Carson, com precisão de quatorze casas decimais, sem restrições quanto à faixa de frequências, afastamento entre as instalações e valores de resistividades do solo. Para LTs não-transpostas, são computadas as correntes induzidas nos para-raios, tratadas como fontes em relação ao circuito vítima. A generalização para circuitos polifásicos com múltiplos condutores para-raios é realizada pelo princípio da superposição. As saídas do programa são os vetores com as tensões \bar{E}_d e correntes \bar{I}_d induzidas na tubulação.

4.4 VALIDAÇÃO

Para validação do programa de cálculo proposto são apresentados dois estudos de caso. O primeiro corresponde a um cruzamento com ângulo 45° , entre uma LT e uma tubulação hipotéticas, cujos resultados são comparados com o *software* comercial SESTLC, incluso no pacote computacional CDEGS [46]. O SESTLC também é baseado em teoria de circuitos e utiliza a formulação proposta por Deri para o cálculo das impedâncias próprias e mútuas [49].

O segundo estudo retrata um caso real e com geometrias complexas, compostas por uma tubulação e diversos cruzamentos e aproximações oblíquas com cinco LTs, totalizando vinte e um condutores fase e nove condutores para-raios. Os resultados são comparados com medições de potencial tubo-solo CA realizadas em campo.

4.4.1 Estudo de caso – Simulação de um cruzamento simples

A Figura 4.12 representa a vista no plano XY de um cruzamento com ângulo 45° entre uma LT e uma tubulação subterrânea.

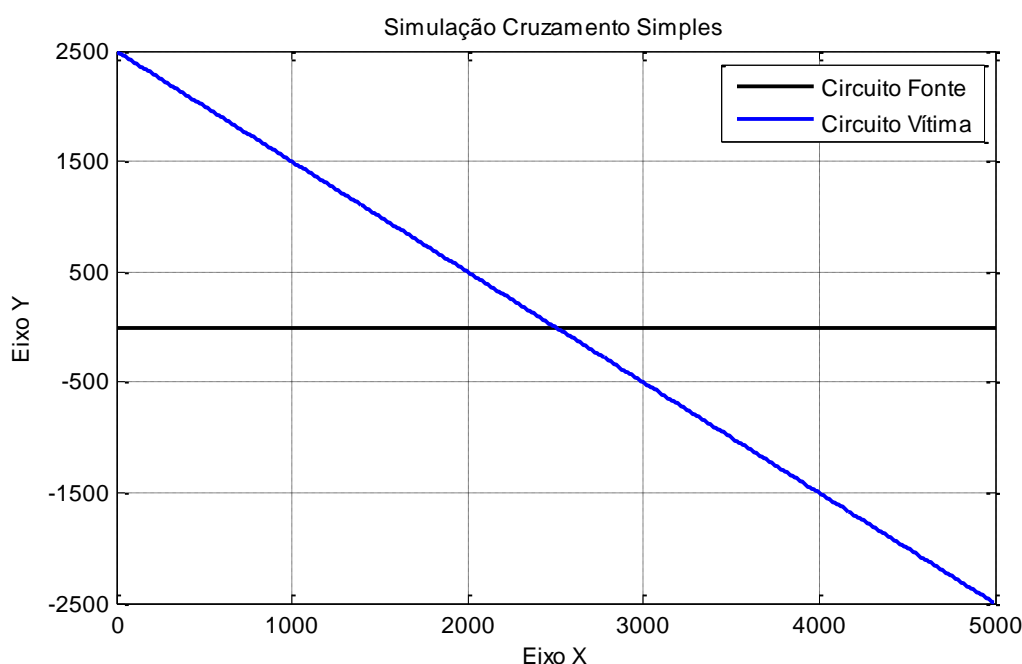


Figura 4.12. Cruzamento com ângulo 45° entre LT e tubulação.

A LT é composta por dois circuitos trifásicos em configuração vertical e um condutor para-raios. A vista no plano YZ dos condutores da LT e da tubulação é mostrada na Figura 4.13, com a superfície do solo em $z = 0$:

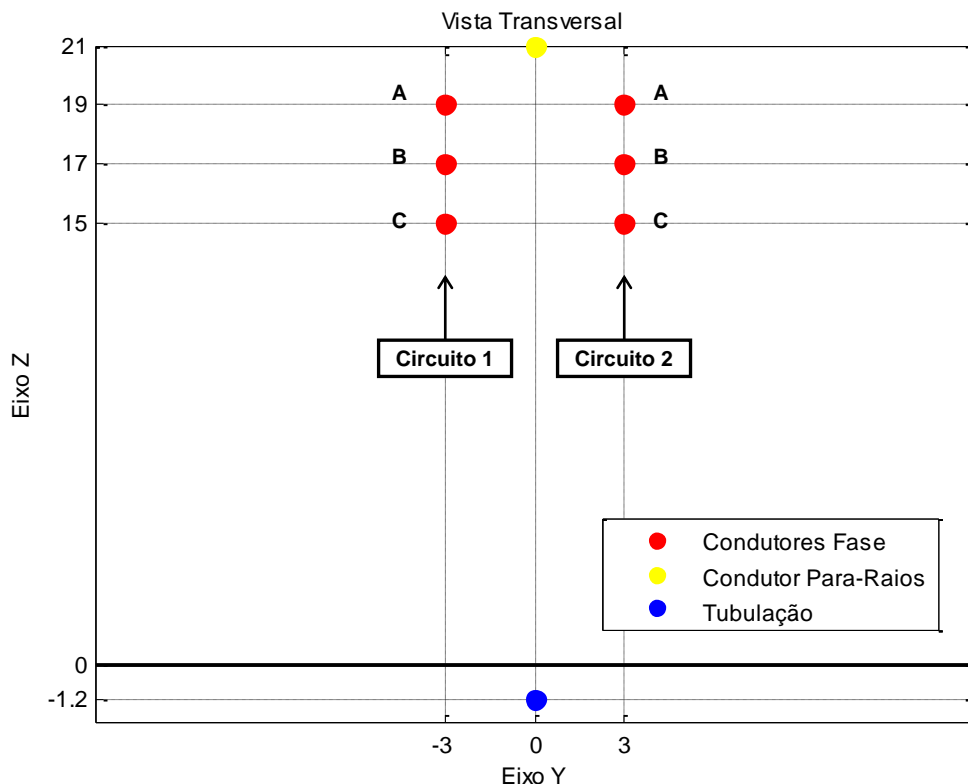


Figura 4.13. Vista transversal da aproximação no epicentro do cruzamento.

A resistividade elétrica do solo é assumida uniforme ao longo de todo o domínio de estudo e igual a $1048,53 \Omega.m$. A tubulação é considerada aterrada em suas extremidades, com impedâncias terminais iguais a 15Ω . As características principais da tubulação são apresentadas na Tabela 4.2.

Tabela 4.2. Características da tubulação para o estudo do cruzamento.

Parâmetro	Valor
Raio interno (m)	0,1014
Raio externo (m)	0,1095
Resistividade do metal ($\Omega.m$)	$1,72 \times 10^{-7}$
Permeabilidade magnética do metal (H/m)	$3,77 \times 10^{-4}$
Resistividade do revestimento ($\Omega.m$)	10^8
Espessura do revestimento (m)	3×10^{-3}
Profundidade da geratriz (m)	1,2

É simulada a corrente elétrica na LT igual a $1000 A$, com sequência de fases ABC em ambos os circuitos. As características principais dos condutores da LT são sumarizadas na Tabela 4.3.

Tabela 4.3. Características dos condutores da LT para o estudo do cruzamento.

Condutor(es)	Raio externo (m)	Raio interno (m)	Resistividade elétrica ($\Omega.m$)	Permeabilidade magnética (H/m)
Fase	0,01257	0,004635	$3,9342 \times 10^{-8}$	$1,3371 \times 10^{-6}$
Para-raios	0,004572	0,001524	$1,9947 \times 10^{-7}$	$2,1288 \times 10^{-5}$

A Figura 4.14 apresenta o perfil de tensão induzida na tubulação para o caso em estudo. As correntes longitudinais e correntes *shunt* são exibidas, respectivamente, nas figuras 4.15 e 4.16.

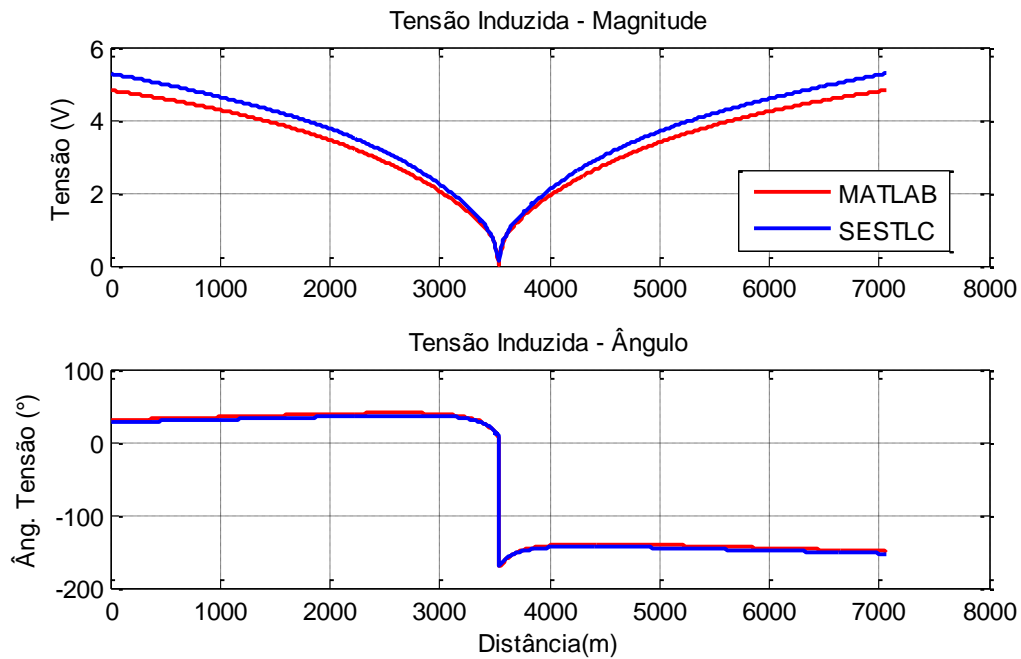


Figura 4.14. Gráfico de tensão induzida *versus* distância para um cruzamento com ângulo 45°.

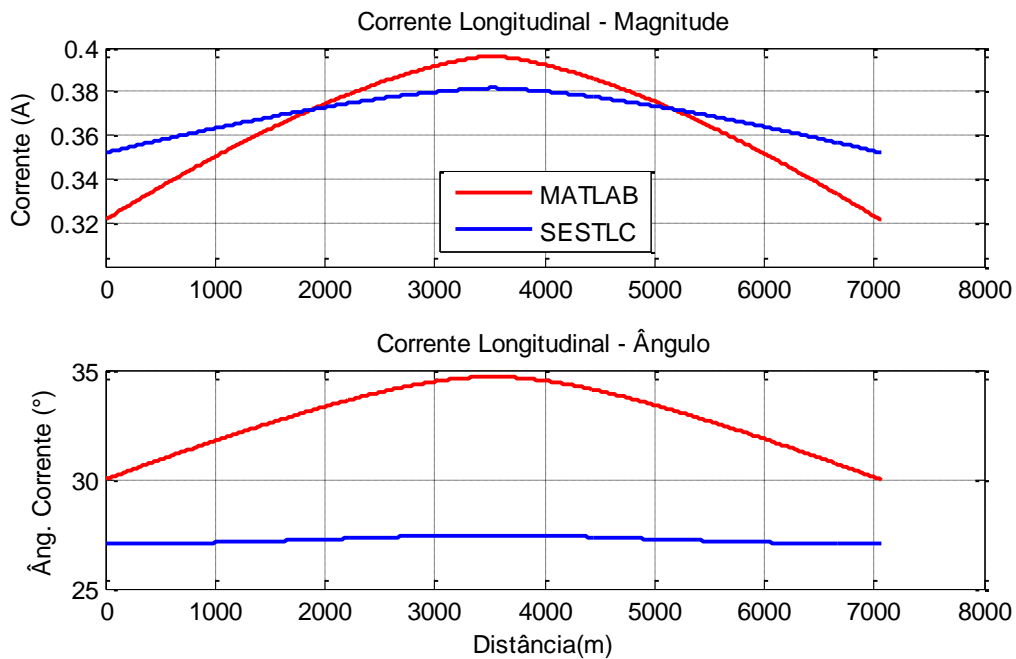


Figura 4.15. Gráfico de corrente longitudinal *versus* distância para um cruzamento com ângulo 45°.

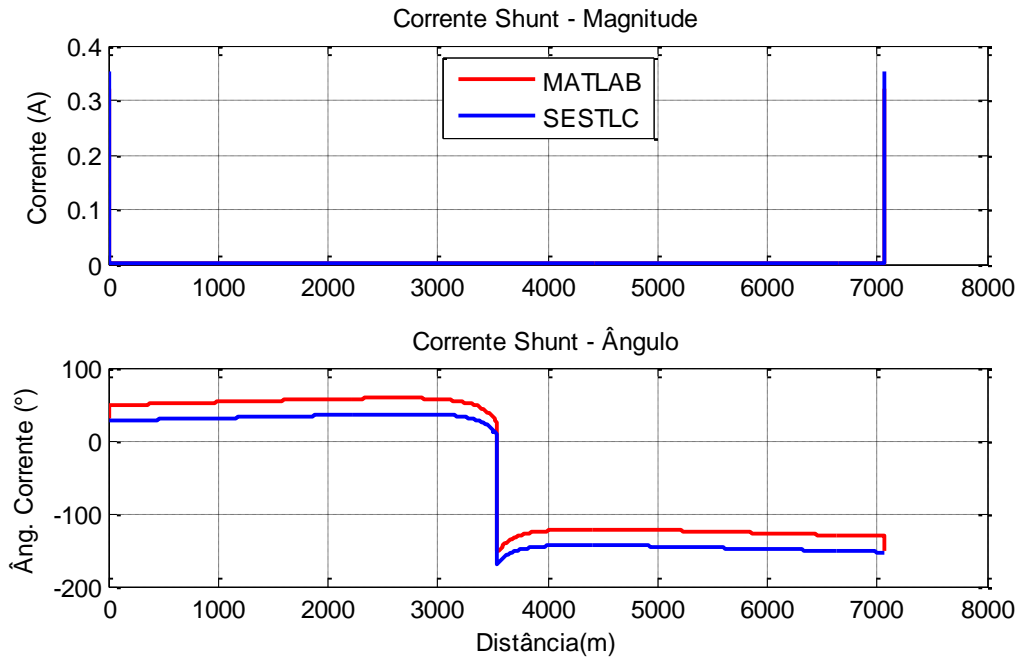


Figura 4.16. Gráfico de corrente *shunt* versus distância para um cruzamento com ângulo 45°.

Os resultados obtidos pelo programa de cálculo proposto concordam com os do *software* comercial SESTLC, a menos de uma pequena diferença de magnitude nos pontos da tubulação mais afastados da LT, o que se explica em razão das diferentes abordagens para o cálculo das impedâncias mútuas. De fato, verifica-se que os erros introduzidos pela simplificação da integral de Carson aumentam com a distância, o que é coerente com as simulações realizadas [35]. A tensão induzida atinge seu valor mínimo no epicentro do cruzamento, ponto onde, simultaneamente, a corrente longitudinal atinge seu valor máximo. O gráfico da corrente *shunt* ilustra o comportamento típico de uma tubulação perfeitamente revestida: não há fuga de corrente pelo revestimento ao longo do percurso, sendo a corrente longitudinal inteiramente drenada ao solo pelos pontos de aterramento terminais da tubulação.

4.4.2 Estudo de caso – Simulação de uma geometria complexa

É apresentada uma releitura de um estudo de caso publicado em 2014, cujo objetivo original foi a análise da corrosão por CA em um gasoduto sujeito a interferências provenientes de LTs em alta tensão [24]. No referido estudo, utiliza-se um modelo de simulação computacional restrito a uma região particular e considerando a resistividade elétrica média do solo válida para todo o domínio de interesse. O artigo contém uma compilação de diversos dados de medições realizadas em campo, em especial os levantamentos de resistividade elétrica do solo e do potencial eletroquímico tubo-solo CA, que podem ser utilizados para análises mais aprofundadas.

O gasoduto objeto de estudo é em aço carbono tipo API 5L, possui aproximadamente 41 km de extensão e diâmetro 8”, com revestimento em polietileno extrudado em tripla camada. Suas características mais relevantes para a construção do modelo de acoplamento estão contidas na Tabela 4.4.

Tabela 4.4. Características do gasoduto.

Parâmetro	Valor
Raio interno (m)	0,1014
Raio externo (m)	0,1095
Resistividade do metal ($\Omega.m$)	$1,72 \times 10^{-7}$
Permeabilidade magnética do metal (H/m)	$2,51 \times 10^{-4}$
Resistividade do revestimento ($\Omega.m$)	10^6
Espessura do revestimento (m)	$2,5 \times 10^{-3}$
Profundidade da geratriz (m)	1,2 a 1,5

O traçado do gasoduto é ilustrado na Figura 4.17, aproximando-se de três LTs de 345 kV com circuito simples em configuração horizontal, e duas LTs de 138 kV com circuito duplo em configuração vertical, com diversas ocorrências de cruzamentos, paralelismos e obliquidades. Há compartilhamento da faixa de servidão das LTs na maior parte do percurso, ou seja, mais de uma LT ocupa o espaço disponível, de modo que, em determinados trechos, o gasoduto recebe influência simultânea de todas as LTs presentes. A Figura 4.18 mostra a faixa compartilhada correspondente ao ponto circulado em vermelho na Figura 4.17.

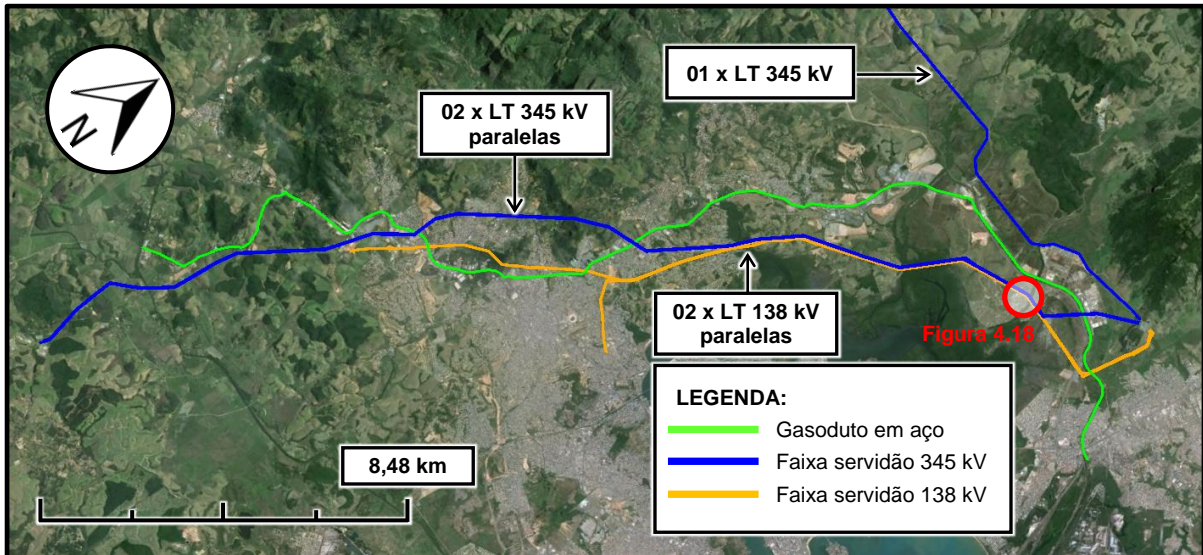


Figura 4.17. Mapa indicando a visão geral do gasoduto e das LTs interferentes (fonte: Google Earth).



Figura 4.18. Vista da faixa compartilhada entre as LTs de 345 kV e 138 kV (fonte: Google Street View).

As silhuetas típicas das torres são apresentadas nas figuras 4.19, 4.20 e 4.21:

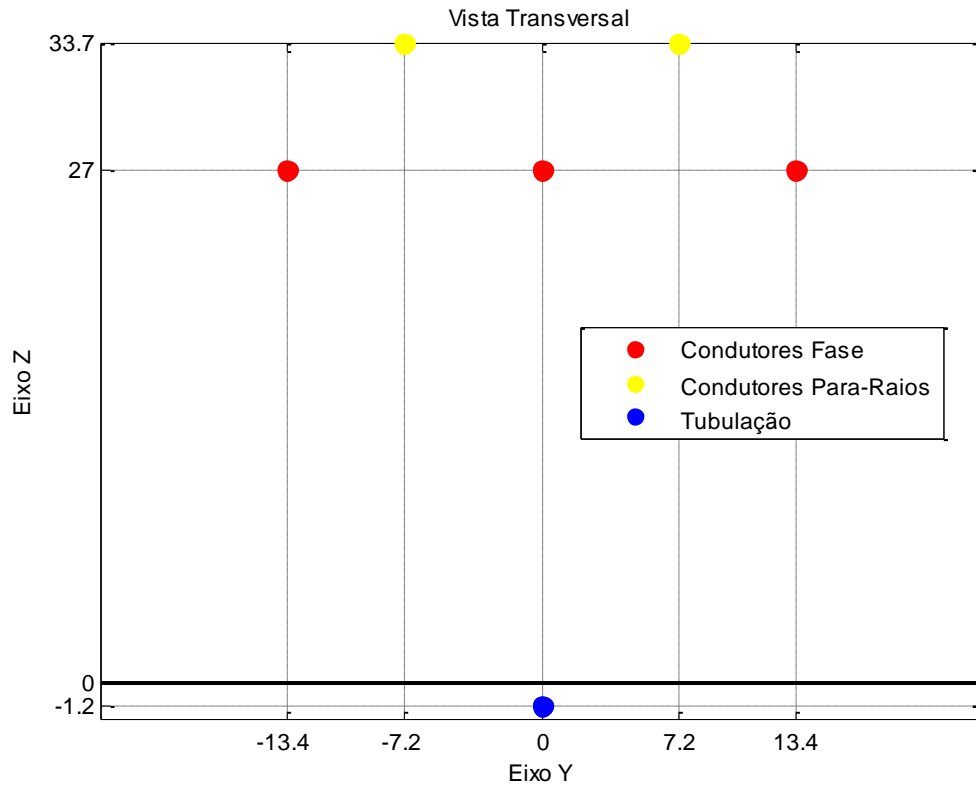


Figura 4.19. Silhueta típica para as torres das LTs 345 kV.

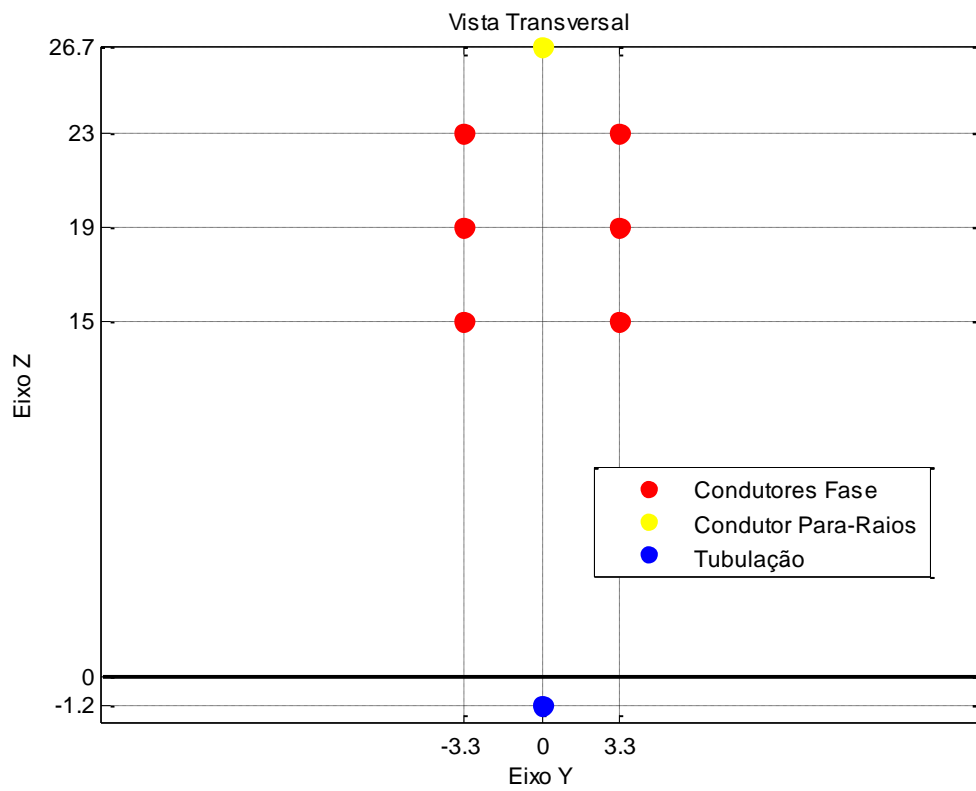


Figura 4.20. Silhueta típica para as torres das LTs 138 kV (configuração com um condutor para-raios).

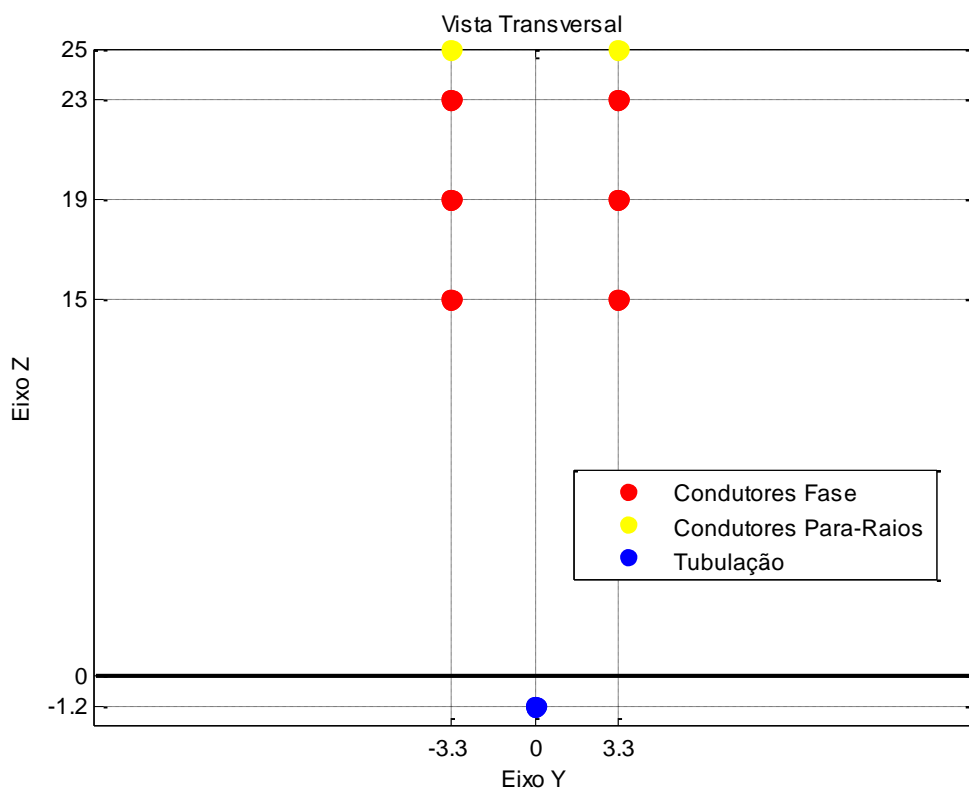


Figura 4.21. Silhueta típica para as torres das LTs 138 kV (configuração com dois condutores para-raios).

Os parâmetros dos condutores são relacionados nas tabelas 4.5 e 4.6. As correntes nominais das LTs estão na Tabela 4.7, sendo considerado sequência de fases ABC e carregamento de 100% para todos os circuitos.

Tabela 4.5. Características dos condutores das LTs de 345 kV.

Conductor(es)	Raio externo (m)	Raio interno (m)	Resistividade elétrica ($\Omega \cdot m$)	Permeabilidade magnética (H/m)
Fase	0,0148	0,003696	$3,9428 \times 10^{-8}$	$1,3371 \times 10^{-6}$
Para-raios	0,004572	0,001524	$1,9947 \times 10^{-7}$	$2,1288 \times 10^{-5}$

Tabela 4.6. Características dos condutores das LTs de 138 kV.

Conductor(es)	Raio externo (m)	Raio interno (m)	Resistividade elétrica ($\Omega \cdot m$)	Permeabilidade magnética (H/m)
Fase	0,01257	0,004635	$3,9411 \times 10^{-8}$	$1,3509 \times 10^{-6}$
Para-raios	0,004572	0,001524	$1,9947 \times 10^{-7}$	$2,1288 \times 10^{-5}$

Tabela 4.7. Correntes nominais em função da classe de tensão.

Tensão (kV)	Corrente nominal (A)
345	1824,0
138	529,0

As coordenadas geográficas das torres são inseridas individualmente no programa de cálculo, fornecendo uma representação exata das aproximações entre as LTs e o gasoduto. É levada em conta a heterogeneidade da resistividade elétrica do solo ao longo do percurso, com base nos valores das medições descritas na Tabela 4.8, realizadas quando do projeto do gasoduto. É considerado que as impedâncias terminais à esquerda e à direita do gasoduto são iguais a 15Ω .

Tabela 4.8. Medições de resistividade elétrica ao longo do gasoduto.

Posição progressiva (m)	Resistividade elétrica ($\Omega.m$)
0,0	300,0
14900,0	440,0
21100,0	150,0
26500,0	120,0
27700,0	290,0
31400,0	80,0
31700,0	80,0
35200,0	130,0
41400,0	280,0

A rotina de cálculo é executada para cada linha fonte, sendo a tensão induzida total determinada pelo princípio da superposição. A Figura 4.22 mostra o perfil resultante de tensão produzida por acoplamento indutivo no gasoduto e as contribuições individuais de cada LT interferente. Observa-se que as LTs de 345 kV designadas por “Campos – Vitória I” e “Campos – Vitória II” são as componentes que dirigem o formato da curva resultante, o que é esperado, pois, como visto na Figura 4.17, essas LTs constituem o comprimento de paralelismo mais significativo com o gasoduto, além de operarem com os maiores níveis de corrente.

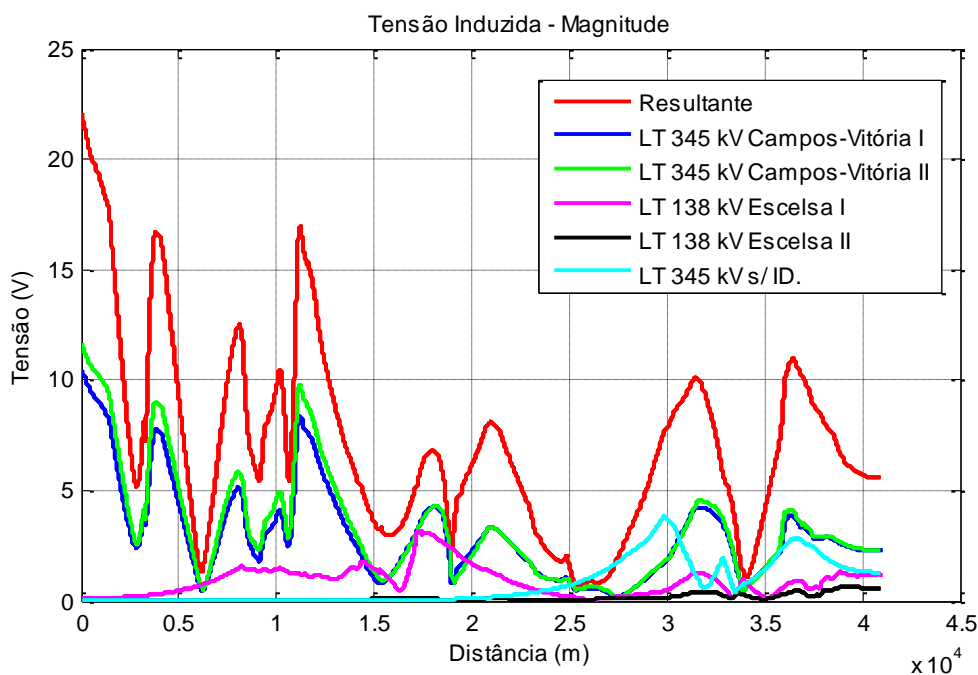


Figura 4.22. Gráfico de tensão induzida *versus* distância para o gasoduto estudado, indicando as contribuições de cada LT ao acoplamento indutivo.

A Figura 4.23 apresenta a comparação entre os resultados do programa de cálculo e os valores das amostras de potencial tubo-solo CA. Há pequenas discrepâncias nos valores de magnitude, o que se explica pelas condições sazonais, principalmente do solo, em que foram realizadas as leituras de potencial nos pontos de medição do gasoduto. Não obstante, é evidente que o perfil das medições acompanha a resposta da simulação computacional, restando validada a implementação proposta.

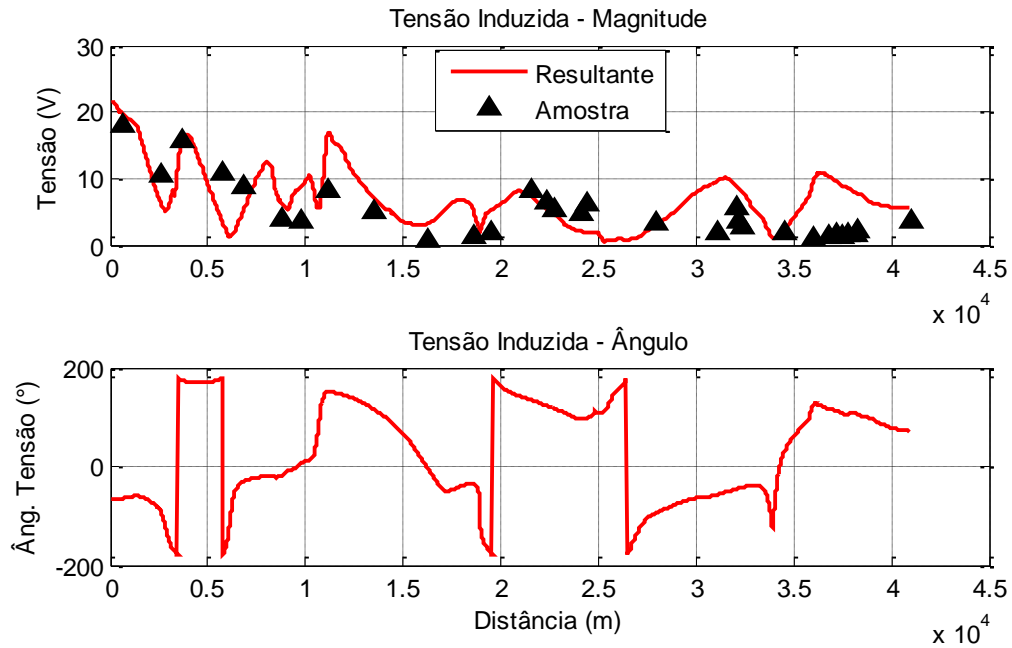


Figura 4.23. Gráfico de tensão induzida e amostras medidas *versus* distância para o gasoduto estudado.

A corrente longitudinal e a corrente *shunt* são apresentadas, respectivamente, nas figuras 4.24 e 4.25.

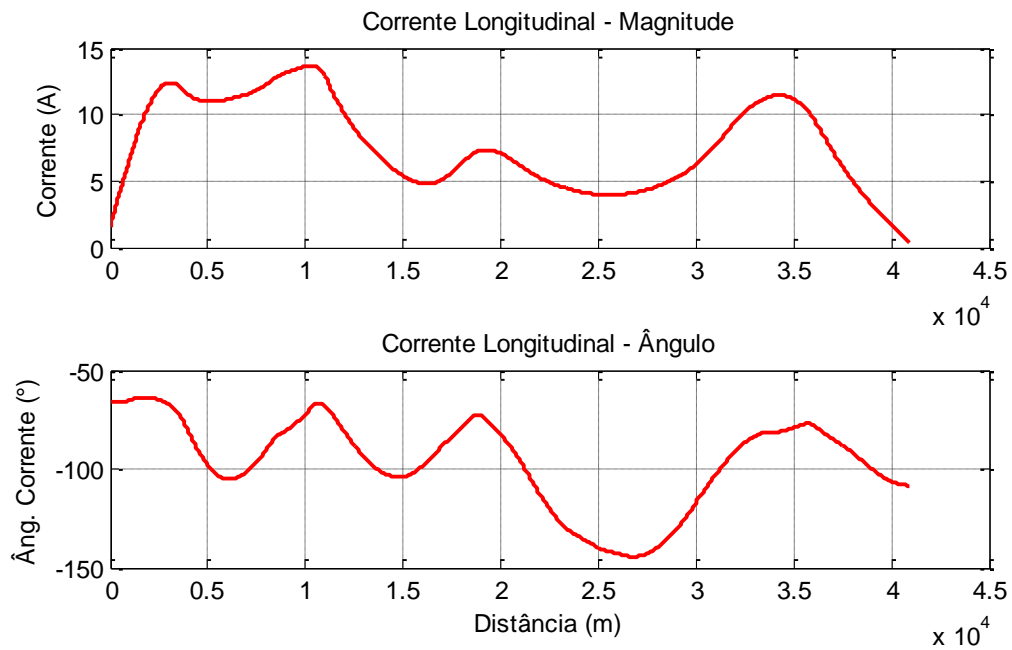


Figura 4.24. Gráfico de corrente longitudinal *versus* distância para o gasoduto estudado.

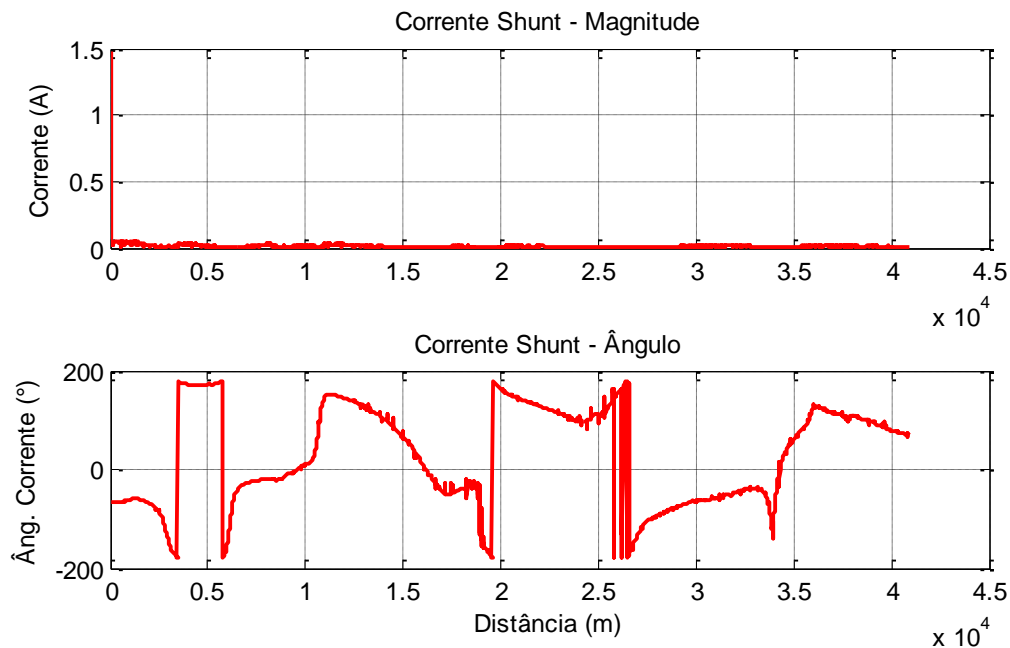


Figura 4.25. Gráfico de corrente *shunt* versus distância para o gasoduto estudado.

Por se tratar do estudo de um caso real, convém comentar que os resultados contidos na Figura 4.23 excedem o limite de segurança de 15 V descrito no item 2.5.3 e adotado mundialmente. Picos de tensão ocorrem nos pontos de cruzamento entre a LT e o gasoduto, o que concorda com a teoria de indução eletromagnética. Os valores da corrente longitudinal circulante pelo duto se aproximam de 15 A, o que não é desprezível.

O estudo original cita histórico de corrosão por corrente alternada, tendo-se detectado pontos com perdas de espessura localizadas e pites com morfologia alveolar para tensões da ordem de 16 V e densidades de corrente próximas a 24 A/m² [24]. Menciona, ainda, que o processo corrosivo foi passivado quando os níveis de tensão no duto foram reduzidos a valores inferiores a 10 V, o que se concretizou por meio da instalação de anodos galvânicos de aterramento, conectados a diversos pontos do gasoduto.

Outro aspecto prático a ser notado diz respeito às distâncias envolvidas, causa de frequentes questionamentos: os afastamentos entre a LT e o duto chegam a ser superiores a 3 km, valor considerado alto, porém inferior ao comprimento total da exposição, que é da ordem de 30 km, o que, em tais condições, resulta em violações ao critério de segurança e danos ao duto. Isto denota que valores significativos de tensão podem ocorrer quando o comprimento da exposição é muito maior que a separação entre as estruturas.

4.4.3 Conclusões dos estudos de caso

Os resultados obtidos se mostram de acordo com outros *softwares* de simulação com características similares e, também, com o perfil de medições realizadas em campo, tanto para configurações simples, como para geometrias de alta complexidade. A metodologia proposta é isenta de simplificações matemáticas e reproduz exatamente as geometrias envolvidas, permitindo a construção de modelos de acoplamento precisos. Evidentemente, isso vem acompanhado de custo computacional, além do tempo consumido na construção dos modelos geométricos representativos das linhas fonte e vítima, visto que as coordenadas devem ser fornecidas individualmente. Isso não chega a ser impeditivo, pois essas informações frequentemente encontram-se disponíveis em sistemas de cadastro e georreferenciamento de ativos, usualmente empregados por companhias de transporte dutoviário e/ou concessionárias de energia elétrica. A ferramenta de cálculo desenvolvida é eficaz e viável para a análise de problemas de interferências reais, inclusive eventos de alta criticidade que requerem a validação de projetos de mitigação.

4.5 SÍNTESE DO CAPÍTULO

Foi realizado o estudo da elevação de potencial do metal interferido por acoplamento indutivo, ou magnético, entre uma LT, denominada circuito fonte, e uma tubulação metálica, referida como circuito vítima. Para isso, instalação interferida foi modelada como um circuito equivalente composto por sucessivas células π , tal como uma linha de transmissão clássica. Cada célula do circuito equivalente representa um segmento da tubulação interferida, subdividido de tal forma que a aproximação entre a LT e a instalação interferida possa ser representada como um trecho de paralelismo equivalente. No modelo, as células π são energizadas por fontes de tensão que introduzem as forças eletromotrizes induzidas no circuito vítima, determinadas, por sua vez, em função das impedâncias próprias e mútuas dos condutores dos circuitos fonte e vítima, assim como pelas correntes fluindo através dos condutores da LT. Estando determinados os parâmetros do circuito vítima equivalente, as tensões e correntes induzidas na tubulação metálica decorrem de simples análise circuital nodal.

A maior contribuição deste capítulo foi o método de cálculo das impedâncias próprias e mútuas, que se baseou na solução analítica em forma fechada da integral de Carson, problema comumente abordado por meio de séries de potências truncadas e fórmulas aproximadas. Foi verificado que, por meio de duas mudanças de variáveis em (4.20), a integral imprópria com argumento oscilatório pode ser reescrita como a combinação de duas funções transcendentais cujo comportamento é conhecido. Com isso, foram eliminadas uma série de imprecisões intrínsecas aos métodos tradicionais, em especial as limitações concernentes ao espectro de frequências, afastamento entre as instalações e a faixa de resistividades do solo.

Os estudos deste capítulo indicam que o problema das interferências eletromagnéticas entre LTs e tubulações metálicas é recíproco – o próprio termo “impedância mútua” o sugere, abrindo uma nova frente de trabalho, que é o aprimoramento do método de cálculo de parâmetros de LTs, considerando a solução mais precisa da equação de Carson, a estrutura estratificada do solo e a presença de interferências com outras instalações metálicas, e os reflexos que isto acarreta no regime transitório de curto-circuito

5 PARÂMETROS DE LINHAS DE TRANSMISSÃO INTERFERIDAS

Este capítulo analisa o problema das interferências eletromagnéticas com tubulações metálicas sob a perspectiva do engenheiro de LTs, parte interessada nos parâmetros de sequência positiva e zero da linha, uma vez que é incumbido do dimensionamento e ajuste de dispositivos de proteção e de localização de faltas, dentre outras responsabilidades.

A determinação precisa dos parâmetros elétricos de LTs, seja por meio de medição direta, ou por meio de cálculo teórico, empregando ferramentas computacionais, é assunto recorrente na literatura, em virtude de sua importância em aplicações de fluxo de potência, análise de curto-circuito, ajuste de dispositivos de proteção e algoritmos de localização de faltas em LTs [58],[59].

Ainda assim, em situações práticas, é frequente a adoção de parâmetros empíricos e métodos simplificados, muitos dos quais baseados na solução originalmente proposta por Carson em 1926, cujo princípio é a expansão em série de potências da integral em (4.15), sendo tipicamente utilizados os dois primeiros termos da série e desconsiderados os demais [8].

Como já discutido na seção 4.2.2, essa abordagem é eficaz para a maior parte dos problemas usuais em sistemas elétricos de potência, mas tende a introduzir erros consideráveis em estudos mais complexos, especialmente quando existem interferências entre a LT e tubulações metálicas subterrâneas. De fato, uma breve inspeção de (2.2) mostra que as distâncias envolvidas podem atingir a ordem de grandeza de alguns quilômetros, a depender da resistividade do solo, tornando inadequados os métodos de cálculo de acoplamentos mútuos que imponham demasiadas restrições sobre o afastamento entre condutores.

Outra fonte de erro reconhecida consiste na incerteza relacionada à resistividade elétrica do solo [60]. Como exposto na seção 3.2, solos reais são meios anisotrópicos e dispostos em camadas. Contudo, sua influência no modelo de acoplamento clássico é expressa, na equação de Carson (4.15), por meio de um único parâmetro escalar ρ . Neste contexto, sabe-se que é prática disseminada na indústria, por alguns engenheiros e projetistas, adotar valores ditos “típicos” de resistividade elétrica do solo, por exemplo 100 $\Omega \cdot m$, premissa insuficiente para assegurar uma representação correta dos efeitos do solo nos cálculos.

A despeito da terminologia adotada nesta dissertação, em que a LT é referida como circuito fonte e a tubulação metálica como circuito vítima, os efeitos de acoplamento entre as estruturas são mútuos, ou seja: o circuito vítima é interferido pelos condutores energizados da LT, mas é certo que a LT também é interferida pela presença da tubulação metálica em suas adjacências.

Portanto, é de se esperar que os métodos de uniformização do solo propostos nas seções 3.2.2 e 3.2.3, assim como as soluções apresentadas nas seções 4.2.2 e 4.2.3, sejam aplicáveis, também, à determinação das impedâncias no domínio de sequências da LT, constituindo uma metodologia aprimorada para o cálculo de parâmetros de LTs aéreas, capaz de levar em conta a presença de interferências com outras instalações metálicas e considerando o solo um meio estratificado em camadas horizontais, com diferentes resistividades elétricas.

5.1 MODELAGEM MATEMÁTICA

Para os propósitos dessa dissertação, em que o fenômeno da propagação de ondas na LT não é o objeto de interesse, a representação da LT pelo circuito π -nominal, ilustrado na Figura 5.1, é suficientemente precisa. Não obstante, os métodos propostos nesta seção são aplicáveis, sem perda de generalidade, ao modelo de linha longa (circuito π -equivalente), bastando utilizar os fatores de correção pela constante de propagação e comprimento da LT, procedimento fartamente documentado na literatura clássica de análise de sistemas de potência [61],[62]. Faz-se necessário, portanto, determinar as impedâncias série Z e admitâncias *shunt* Y do modelo da LT em condições de interferências.

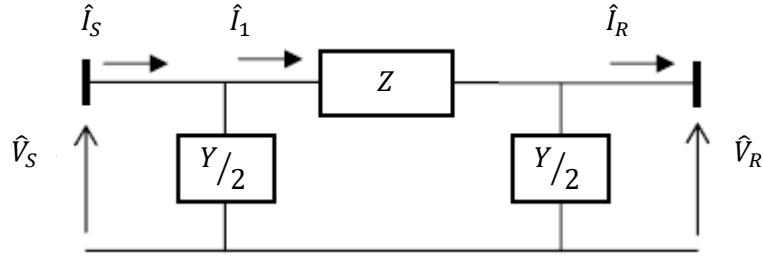


Figura 5.1. Representação de uma LT pelo circuito π -nominal (modelo de linha média).

5.1.1 Cálculo das impedâncias série

Seja o sistema representado na Figura 4.10, composto por condutores fase, designados pelos subscritos a , b e c , e condutores para-raios, também referidos como cabos guarda ou neutros, e a tubulação metálica, designados pelos subscritos $n1 \dots nN$. A matriz impedância série do sistema é, em sua forma geral, definida como (5.1) [62].

$$[Z] = \begin{bmatrix} Z_{a,a} & Z_{a,b} & Z_{a,c} & Z_{a,n1} & \dots & Z_{a,nN} \\ Z_{b,a} & Z_{b,b} & Z_{b,c} & Z_{b,n1} & \dots & Z_{b,nN} \\ Z_{c,a} & Z_{c,b} & Z_{c,c} & Z_{c,n1} & \dots & Z_{c,nN} \\ Z_{n1,a} & Z_{n1,b} & Z_{n1,c} & Z_{n1,n1} & \dots & Z_{n1,nN} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ Z_{nN,a} & Z_{nN,b} & Z_{nN,c} & Z_{nN,n1} & \dots & Z_{nN,nN} \end{bmatrix} [\Omega/\text{m}]. \quad (5.1)$$

Os elementos $Z_{i,j}$, localizados fora da diagonal principal da matriz \bar{Z} , são as impedâncias mútuas com caminho de retorno pela terra entre os diferentes condutores, calculadas utilizando (4.15) a (4.19), já desenvolvidas no capítulo anterior. Os elementos $Z_{i,i}$ da diagonal principal são as impedâncias próprias dos condutores, calculadas por meio da expressão abaixo, para cabos aéreos:

$$Z_{i,i} = R_{AC} + \frac{j\omega\mu_0}{2\pi} \ln\left(\frac{2|y_j|}{RMG}\right) + \frac{j\omega\mu_0}{2\pi} \int_0^\infty \frac{2e^{-2|y_j|\lambda}}{\lambda + \sqrt{\lambda^2 + j\frac{\omega\mu_0}{\rho} - \omega^2\mu_0\epsilon_0\epsilon_r}} d\lambda \quad [\Omega/\text{m}], \quad (5.2)$$

em que R_{AC} é a resistência ôhmica do condutor, fornecida pelo fabricante, corrigida para a temperatura de operação, em ohms por unidade de comprimento; e RMG é o raio médio geométrico do condutor, informado pelo fabricante ou calculado em função da geometria do feixe de cabos, expresso em metros. Para tubulações, os elementos $Z_{i,i}$ são calculados conforme (4.23). Convém ressaltar que a última parcela de (5.2) é, novamente, a integral de Carson, sendo aplicável a solução analítica em forma fechada descrita em (4.20), por meio da mudança de variáveis expressa em (4.21) e (4.22).

Por ser um sistema trifásico, aplica-se o método de redução de Kron, resultando em uma matriz de ordem 3. Considerando os condutores neutros e a tubulação conectados à terra em suas extremidades, pode-se escrever:

$$[Z_{EQ}] = [Z_{FF}] - [Z_{FG}][Z_{GG}]^{-1}[Z_{GF}] \quad [\Omega/\text{m}], \quad (5.3)$$

com:

$$[Z_{FF}] = \begin{bmatrix} Z_{a,a} & Z_{a,b} & Z_{a,c} \\ Z_{b,a} & Z_{b,b} & Z_{b,c} \\ Z_{c,a} & Z_{c,b} & Z_{c,c} \end{bmatrix} \quad [\Omega/\text{m}], \quad (5.4)$$

$$[Z_{FG}] = \begin{bmatrix} Z_{a,n1} & \dots & Z_{a,nN} \\ Z_{b,n1} & \dots & Z_{b,nN} \\ Z_{c,n1} & \dots & Z_{c,nN} \end{bmatrix} \quad [\Omega/\text{m}], \quad (5.5)$$

$$[Z_{GG}] = \begin{bmatrix} Z_{n1,n1} & \cdots & Z_{n1,nN} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ Z_{nN,n1} & \cdots & Z_{nN,nN} \end{bmatrix} [\Omega/m], \quad (5.6)$$

$$[Z_{GF}] = \begin{bmatrix} Z_{n1,a} & Z_{n1,b} & Z_{n1,c} \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ Z_{nN,a} & Z_{nN,b} & Z_{nN,c} \end{bmatrix} [\Omega/m]. \quad (5.7)$$

Caso a LT seja transposta, e assumindo a transposição de três estágios, a matriz $\overline{Z_{EQ}}$ é reescrita como:

$$[Z_{EQ,T}] = \begin{bmatrix} Z_P & Z_M & Z_M \\ Z_M & Z_P & Z_M \\ Z_M & Z_M & Z_P \end{bmatrix} [\Omega/m], \quad (5.8)$$

em que os escalares Z_P e Z_M são obtidos conforme expressões abaixo:

$$Z_P = \frac{Z_{EQ,11} + Z_{EQ,22} + Z_{EQ,33}}{3} [\Omega/m], \quad (5.9)$$

$$Z_M = \frac{Z_{EQ,12} + Z_{EQ,23} + Z_{EQ,31}}{3} [\Omega/m]. \quad (5.10)$$

Finalmente, aplica-se a transformação de componentes simétricas, resultando na matriz $\overline{Z_{012}}$:

$$[T] = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \end{bmatrix}, a = e^{j\frac{2\pi}{3}}, \quad (5.11)$$

$$[Z_{012}] = [T]^{-1} [Z_{EQ,T}] [T] = \begin{bmatrix} Z_0 & 0 & 0 \\ 0 & Z_1 & 0 \\ 0 & 0 & Z_2 \end{bmatrix} [\Omega/m]. \quad (5.12)$$

5.1.2 Cálculo das admitâncias *shunt*

O procedimento de cálculo das admitâncias *shunt* da LT é análogo ao das impedâncias série. Referindo novamente à Figura 4.10, e utilizando a mesma notação da seção precedente, define-se a matriz dos coeficientes de potenciais de Maxwell conforme (5.13) [62].

$$[P] = \begin{bmatrix} P_{a,a} & P_{a,b} & P_{a,c} & P_{a,n1} & \cdots & P_{a,nN} \\ P_{b,a} & P_{b,b} & P_{b,c} & P_{b,n1} & \cdots & P_{b,nN} \\ P_{c,a} & P_{c,b} & P_{c,c} & P_{c,n1} & \cdots & P_{c,nN} \\ P_{n1,a} & P_{n1,b} & P_{n1,c} & P_{n1,n1} & \cdots & P_{n1,nN} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ P_{nN,a} & P_{nN,b} & P_{nN,c} & P_{nN,n1} & \cdots & P_{nN,nN} \end{bmatrix} [\text{m/F}]. \quad (5.13)$$

Os elementos $P_{i,j}$ e $P_{i,i}$ da matriz são determinados, respectivamente, por meio das expressões:

$$P_{i,j} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0\epsilon_r} \ln \left(\frac{D'_{i,j}}{D_{i,j}} \right) [\text{m/F}], \quad (5.14)$$

$$P_{i,i} = \frac{1}{2\pi\epsilon_0\epsilon_r} \ln \left(\frac{D'_{i,i}}{r_{ext}} \right) [\text{m/F}], \quad (5.15)$$

em que $D'_{i,j}$ é a distância condutor-imagem; $D_{i,j}$ é a distância condutor-condutor; $D'_{i,i}$ é a distância entre o condutor e sua própria imagem; e r_{ext} é o raio externo do condutor, todas expressas em metros.

Em seguida a matriz \overline{P} é reduzida para ordem 3 pelo método de Kron, considerando os condutores neutros e a tubulação aterrados:

$$[P_{EQ}] = [P_{FF}] - [P_{FG}][P_{GG}]^{-1}[P_{GF}] \quad [\text{m/F}], \quad (5.16)$$

com:

$$[P_{FF}] = \begin{bmatrix} P_{a,a} & P_{a,b} & P_{a,c} \\ P_{b,a} & P_{b,b} & P_{b,c} \\ P_{c,a} & P_{c,b} & P_{c,c} \end{bmatrix} \quad [\text{m/F}], \quad (5.17)$$

$$[P_{FG}] = \begin{bmatrix} P_{a,n1} & \cdots & P_{a,nN} \\ P_{b,n1} & \cdots & P_{b,nN} \\ P_{c,n1} & \cdots & P_{c,nN} \end{bmatrix} \quad [\text{m/F}], \quad (5.18)$$

$$[P_{GG}] = \begin{bmatrix} P_{n1,n1} & \cdots & P_{n1,nN} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ P_{nN,n1} & \cdots & P_{nN,nN} \end{bmatrix} \quad [\text{m/F}], \quad (5.19)$$

$$[P_{GF}] = \begin{bmatrix} P_{n1,a} & P_{n1,b} & P_{n1,c} \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ P_{nN,a} & P_{nN,b} & P_{nN,c} \end{bmatrix} \quad [\text{m/F}]. \quad (5.20)$$

A matriz capacitância equivalente $\overline{C_{EQ}}$ é definida como a inversa de $\overline{P_{EQ}}$, isto é:

$$[C_{EQ}] = [P_{EQ}]^{-1} \quad [\text{F/m}]. \quad (5.21)$$

O próximo passo é a inclusão da transposição da LT no modelo, considerada de três estágios, reescrevendo a matriz $\overline{C_{EQ}}$ como:

$$[C_{EQ,T}] = \begin{bmatrix} C_P & C_M & C_M \\ C_M & C_P & C_M \\ C_M & C_M & C_P \end{bmatrix} \quad [\text{F/m}], \quad (5.22)$$

sendo os escalares C_P e C_M obtidos conforme expressões abaixo:

$$C_P = \frac{C_{EQ,11} + C_{EQ,22} + C_{EQ,33}}{3} \quad [\text{F/m}], \quad (5.23)$$

$$C_M = \frac{C_{EQ,12} + C_{EQ,23} + C_{EQ,31}}{3} \quad [\text{F/m}]. \quad (5.24)$$

A partir da matriz capacitância, deriva-se a matriz admitância *shunt*:

$$[Y_{EQ,T}] = j\omega [C_{EQ,T}] \quad [\text{S/m}]. \quad (5.25)$$

Por fim, aplica-se a transformação de componentes simétricas e determina-se a matriz $\overline{Y_{012}}$:

$$[Y_{012}] = [T]^{-1} [Y_{EQ,T}] [T] = \begin{bmatrix} Y_0 & 0 & 0 \\ 0 & Y_1 & 0 \\ 0 & 0 & Y_2 \end{bmatrix} \quad [\text{S/m}], \quad (5.26)$$

sendo \overline{T} a matriz de Fortescue, já definida em (5.11).

Da inspeção de (5.14) e (5.15), válidas para a frequência de 60 Hz, observa-se que as capacitâncias da LT e, conseqüentemente, suas admitâncias *shunt*, são determinadas, essencialmente, pelo arranjo dos condutores **aéreos** e pela permissividade elétrica do meio. Portanto, não se espera influência da interferência com tubulações metálicas **subterrâneas** nos resultados, visto que estão imersas em um meio condutor (o solo) e, portanto, fora da região de acoplamento eletrostático. Evidentemente, se ocorrem interferências com tubulações metálicas acima do nível do solo, as admitâncias da LT serão afetadas.

Da mesma forma, a estratificação do solo não é informação relevante para o cálculo das admitâncias *shunt* da LT, uma vez que a resistividade elétrica do solo é desprezada no equacionamento exposto. Convém observar que esse raciocínio deixa de ser válido para altas frequências, condição em que a admitância de retorno pelo solo, fator dependente de sua resistividade e permissividade elétrica, pode exercer influência considerável na capacitância da LT [63].

5.2 PROGRAMA DE CÁLCULO PROPOSTO

Nesta seção é implementado o Objetivo C) deste trabalho, isto é: uma rotina de cálculo dos parâmetros de sequência zero e positiva de LTs compostas por um ou dois circuitos, contendo de um a quatro condutores por fase, número arbitrário de condutores para-raios e de tubulações com percurso paralelo à LT, com solo estratificado em N camadas horizontais. As entradas são as coordenadas e especificações dos condutores, dimensões das tubulações interferentes e parâmetros do solo estratificado. As saídas são as matrizes de impedâncias \overline{Z}_{012} e admitâncias \overline{Y}_{012} no domínio de sequências.

5.3 IMPACTO DAS INTERFERÊNCIAS SOBRE ALGORITMOS QUE REQUEREM OS PARÂMETROS DE LINHA

Com o intuito de exemplificar a influência das interferências de tubulações sobre LTs e, conseqüentemente, sobre processos que requerem os parâmetros de linha, neste trabalho, avalia-se o desempenho de algoritmos de localização de faltas em cenários de linhas com e sem interferência, considerando ou não a estratificação do solo. Por isso, apresenta-se a seguir uma breve fundamentação sobre localização de faltas, a qual é seguida da análise de resultados.

5.3.1 Princípios de localização de faltas em LTs

Linhas de transmissão aéreas são instalações de grande porte e expostas a intempéries, sendo sujeitas a faltas provocadas por descargas atmosféricas, queimadas, falhas de isolamento, vandalismo, contato com animais e árvores, dentre outros [60]. Caso uma falta ocorra, com o objetivo de conferir confiabilidade ao sistema de transmissão e viabilizar um pronto restabelecimento da rede elétrica, é conveniente isolar a parte defeituosa do sistema e promover sua inspeção. Neste contexto, são comumente empregados dispositivos localizadores de faltas, os quais executam rotinas que, em sua grande maioria, dependem dos parâmetros da LT monitorada. Dentre os métodos existentes, merecem destaque os baseados na análise de componentes fundamentais, os quais ainda são os mais utilizados por concessionárias de energia elétrica [60].

Posto de maneira sintética, para os métodos baseados na análise de componentes fundamentais que utilizam os parâmetros elétricos da rede, uma vez conhecidas as impedâncias de sequência da LT e os fasores fundamentais das tensões e correntes durante o período de falta, esses algoritmos convergem para uma estimativa da distância entre o localizador de falta e o ponto de ocorrência do distúrbio, permitindo uma busca seletiva do ponto de falta ao longo dos condutores da LT, os quais podem ter comprimentos da ordem centenas de quilômetros.

Dentre os algoritmos de localização de faltas reportados na literatura, destacam-se os de um terminal, cujo princípio de funcionamento é de simples aplicação. Considerando como referência o terminal G do sistema ilustrado na Figura 5.2, a localização do defeito consiste em estimar uma impedância aparente Z_{app} entre o localizador e o ponto de falta, a qual pode ser calculada usando:

$$Z_{app} = \frac{\hat{V}_G}{\hat{I}_G} = mZ_{L1} + R_F \left(\frac{\hat{I}_F}{\hat{I}_G} \right) \quad [\Omega], \quad (5.27)$$

em que \hat{V}_G e \hat{I}_G são os fasores fundamentais de tensão e corrente registrados no terminal G da LT nos *loops* de falta excitados, dados, respectivamente, em volts e ampères; m é a distância por unidade de comprimento em relação ao terminal G; Z_{L1} é a impedância total de sequência positiva entre os terminais da LT, em ohms; R_F é a resistência de falta, em ohms; e \hat{I}_F é a corrente total de falta, em ampères.

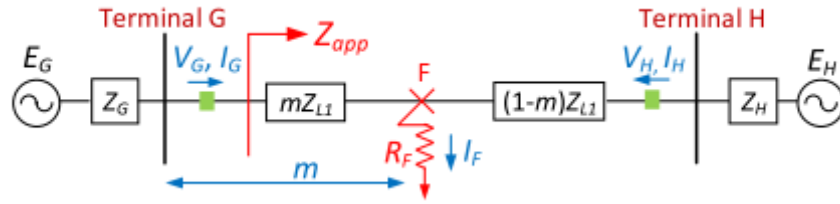


Figura 5.2. Diagrama unifilar de um sistema de transmissão com ocorrência de falta no ponto F, reproduzido de [60].

Uma vez que as medições de tensão e corrente são realizadas em apenas um terminal da LT, (5.27) possui três incógnitas: m , R_F e \hat{I}_F . Assim, tradicionalmente, os métodos de localização de faltas aplicam simplificações que permitem a redução das incógnitas para apenas uma: a distância m . Os métodos indicados a seguir, cujos mecanismos são descritos em [60], permitem a redução dos efeitos decorrentes de R_F e \hat{I}_F em (5.27) e, conseqüentemente, a obtenção da localização da falta.

O método da Reatância assume que a impedância de falta tem característica puramente resistiva. Desse modo, considera-se apenas a parte imaginária das impedâncias medidas, ou seja, apenas a reatância, sendo a distância m calculada utilizando:

$$m = \frac{\text{Im}\left(\frac{V_G}{I_G}\right)}{\text{Im}(Z_{L1})}. \quad (5.28)$$

Outro método bastante difundido na literatura é o de Takagi, o qual introduz um ganho de desempenho em relação ao método da Reatância. Por meio da decomposição do sistema em um circuito de pré-falta e um circuito puramente de falta, a corrente de carregamento é suprimida da corrente total de falta e, conseqüentemente, os erros de reatância provenientes do carregamento do sistema são reduzidos. Além disso, obtém-se uma formulação matemática que reduz o efeito da resistência de falta, de forma que sendo a distância m é calculada por meio da seguinte expressão:

$$m = \frac{\text{Im}(\hat{V}_G \times \Delta \hat{I}_G^*)}{\text{Im}(Z_{L1} \times \hat{I}_G \times \Delta \hat{I}_G^*)}, \quad (5.29)$$

em que valores de \hat{V}_G , \hat{I}_G e $\Delta \hat{I}_G$ são selecionados de acordo com o *loop* de falta sensibilizado, e $\Delta \hat{I}_G$ é a corrente incremental. Por exemplo, para um curto-circuito monofásico entre a fase A e a terra, tem-se que:

$$\hat{V}_G = \hat{V}_{AF} \quad [\text{V}], \quad (5.30)$$

$$\hat{I}_G = \hat{I}_{AF} + k \hat{I}_{G0} \quad [\text{A}], \quad (5.31)$$

$$k = \frac{Z_{L0}}{Z_{L1}} - 1, \quad (5.32)$$

$$\Delta \hat{I}_G = \hat{I}_{AF} - \hat{I}_{Apre} \quad [\text{A}], \quad (5.33)$$

sendo \hat{V}_{AF} a tensão de falta na fase A, registrada no terminal G, em volts; \hat{I}_{AF} a corrente de falta na fase A, registrada no terminal G, em ampères; Z_{L0} a impedância total de sequência zero entre os terminais G e H, em ohms; \hat{I}_{G0} a corrente de sequência zero registrada no terminal G, em ampères; e \hat{I}_{Apre} a corrente de pré-falta na fase A, registrada no terminal G, em ampères.

Finalmente, como uma evolução da técnica anterior, reportam-se na literatura versões modificadas do método de Takagi, conhecidas como métodos de Takagi Modificado, as quais dispensam a necessidade de se conhecer as correntes de pré-falta do sistema. Em sua abordagem de sequência zero, $\Delta \hat{I}_G$ é substituída pela corrente de sequência zero \hat{I}_{G0} , sendo a distância ao ponto de falta determinada por meio da seguinte equação:

$$m = \frac{\text{Im}(\hat{V}_G \times 3 \hat{I}_{G0}^* \times e^{-j\beta})}{\text{Im}(Z_{L1} \times \hat{I}_G \times 3 \hat{I}_{G0}^* \times e^{-j\beta})}, \quad (5.34)$$

em que o parâmetro β é associado ao grau de heterogeneidade do sistema e expresso por:

$$|d_s| \angle \beta = \frac{Z_{G0} + Z_{L0} + Z_{H0}}{(1-m)Z_{L0} + Z_{H0}} \quad (5.35)$$

Por todo o equacionamento exposto, é de se esperar que eventuais imprecisões no cálculo das impedâncias da LT se propaguem para as respostas de curto-circuito e de dispositivos de localização de faltas, o que é investigado na seção seguinte para os casos de LTs com e sem interferência, considerando ou não o solo estratificado.

5.3.2 Estudo de caso

A Figura 5.3 ilustra um sistema de transmissão composto por uma LT que conecta dois circuitos equivalentes de Thévenin que representam os sistemas em torno da LT. O modelo foi construído no software ATP para realização de simulações de curto-circuito e obtenção das formas de onda de corrente e tensão, necessárias para aplicação dos algoritmos de localização de faltas. A LT opera em 230 kV, circuito simples, configuração horizontal e, em condições nominais de carregamento, com uma corrente de 500 A por fase, considerando a perfeita transposição dos condutores. Além disso, a LT possui 200 km de extensão e compartilha a faixa de servidão com uma tubulação em aço carbono subterrânea, diâmetro 8", instalada a 1,5 m de profundidade, que segue paralelamente ao eixo da LT ao longo de todo o percurso. Na Figura 5.4, apresenta-se a geometria da torre da referida LT, com indicação do afastamento em relação à tubulação paralela, com cotas indicadas em metros.

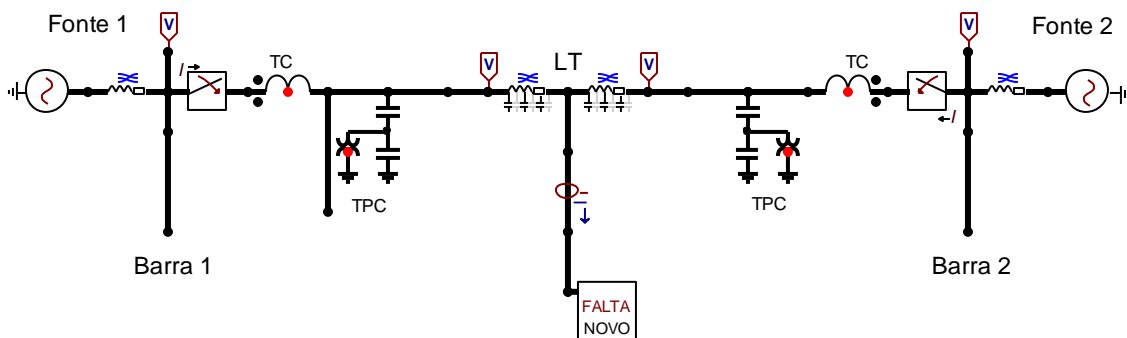


Figura 5.3. Modelo construído no ATP para simulações de curto-circuito.

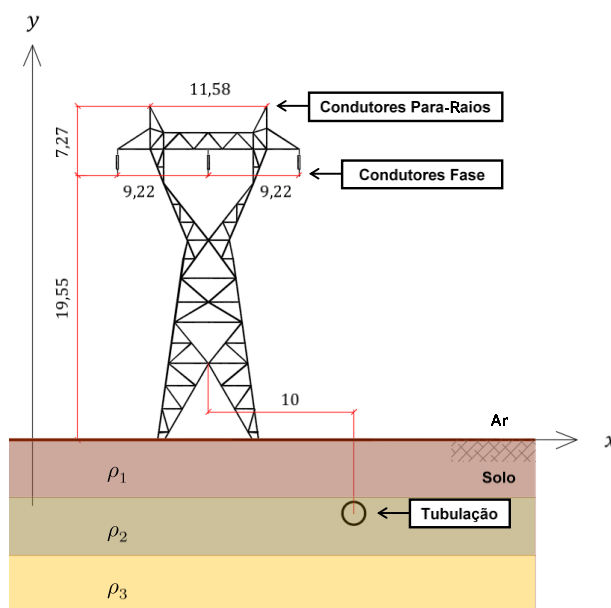


Figura 5.4. Geometria da torre típica.

A especificação dos condutores da LT é apresentada na Tabela 5.1. Considera-se a tubulação com as mesmas características retratadas na seção 4.4.2.

Tabela 5.1. Especificação dos condutores da LT.

Condutor	Descrição	Temperatura
Fases	ACSR 636 MCM 27/7 (Peacock)	50 °C
Para-raios	Aço 3/8" HS 7 fios	50 °C

Para evidenciar com maior clareza o efeito da resistividade elétrica do solo, são utilizados os dados de resistividade aparente estudados na seção 3.4.2 e sintetizados na Tabela 3.6, os quais representam um modelo de solo estratificado em três camadas, como ilustrado na Figura 5.4.

Pode-se verificar que o solo objeto de estudo, se modelado como um meio uniforme, apresenta valor de resistividade elétrica igual a **694,00 $\Omega \cdot m$** . Por outro lado, aplicando (3.14)-(3.16) e, em seguida, (3.6) aos parâmetros do solo estratificado, é obtido um valor de resistividade elétrica equivalente uniforme igual a **154,77 $\Omega \cdot m$** , cerca de 22% do resultado para modelo uniforme obtido diretamente a partir das medições de resistividade aparente. Cabe, ainda, observar que a resistividade equivalente uniforme é bem próxima do valor indicado na Tabela 3.6 para a camada profunda do solo estratificado, o que confirma, numericamente, relatos na literatura de que a resistividade da camada profunda do solo é predominante em estudos envolvendo o caminho de retorno pela terra, sendo que, para cálculos de acoplamentos mútuos em sistemas de grandes dimensões, como é o caso dos parâmetros de linha, o uso da média dos valores das camadas profundas frequentemente apresenta resultados satisfatórios para finalidades práticas [11].

A Tabela 5.2 contém o comparativo entre o método de cálculo proposto para cálculo dos parâmetros da LT, utilizando o modelo de solo estratificado em camadas e levando em conta a presença da tubulação interferida, e os resultados obtidos por meio da rotina *Line Constants* do ATP, seguindo as práticas comumente adotadas por projetistas de LTs, isto é: o solo é assumido uniforme e os efeitos da tubulação interferida são desprezados.

Tabela 5.2. Impedâncias da LT no domínio de seqüências.

Método	Z_1 (Ω/km)	Z_0 (Ω/km)
Proposto	$0,1108 + 0,5336j$	$0,3211 + 1,2180j$
ATP	$0,1107 + 0,5337j$	$0,4766 + 1,5894j$
Erro (%)	0,0142%	31,7323%

As admitâncias da LT resultam nos mesmos valores para os dois métodos de cálculo, com $Y_1 = 3,1034j$ $\mu S/km$ e $Y_0 = 2,2323j$ $\mu S/km$. Isto se explica pelo fato da capacitância da LT independe da resistividade elétrica do solo e pelo fato de a tubulação interferida ser subterrânea, ou seja, imersa em um meio condutor e, conseqüentemente, isenta de acoplamentos eletrostáticos com os condutores energizados da LT em questão. Deve-se ainda ressaltar que os parâmetros de seqüência positiva não apresentam diferenças consideráveis entre si, com erro inferior a 1%. Porém, a impedância de seqüência zero demonstra ser significativamente influenciada pelas condições de interferência e de solo estratificado.

As tabelas 5.3 e 5.4 apresentam os valores fasoriais das correntes de curto-circuito no ramo de falta, para simulações de curtos-circuitos sólidos dos tipos fase-terra (AT) e fase-fase (AB), aplicados em 20%, 40%, 60% e 80% do comprimento da LT, isto é, 40 km, 80 km, 120 km e 160 km, utilizando os valores de impedância contidos na Tabela 5.2.

Tabela 5.3. Correntes de curto-circuito para falta AT.

Método	m = 20%	m = 40%	m = 60%	m = 80%
Z_1 e Z_0 calculados pelo método proposto	3705,38 A	2842,85 A	2833,09 A	3672,22 A
Z_1 e Z_0 calculados pelo ATP	3165,01 A	2424,81 A	2416,75 A	3134,04 A
Erro (%)	14,58%	14,71%	14,70 %	14,66%

Tabela 5.4. Correntes de curto-circuito para falta AB.

Método	m = 20%	m = 40%	m = 60%	m = 80%
Z_1 e Z_0 calculados pelo método proposto	4624,12 A	3546,00 A	3533,91 A	4577,31 A
Z_1 e Z_0 calculados pelo ATP	4623,49 A	3545,50 A	3533,41 A	4576,68 A
Erro (%)	0,01%	0,01%	0,01%	0,01%

Percebe-se que as divergências entre os valores das correntes de curto-circuito ocorrem apenas para a falta AT, o que condiz com o esperado, visto que apenas os parâmetros da LT de sequência zero apresentam diferenças quando consideradas ou não as condições de interferência e de solo estratificado. Desse modo, é de se esperar que problemas surjam apenas em situações nas quais a terra está envolvida no defeito, mais especificamente, na unidade de medição dos dispositivos de monitoração. Cabe destacar que mesmo para faltas bifásicas-terra, que também envolvem a terra, as unidades de medição não fazem uso dos dados de sequência zero, de forma que é possível afirmar que o impacto da interferência da tubulação e do solo estratificado somente existirá em situações de curtos-circuitos monofásicos, os quais, diga-se de passagem, são os mais comuns em redes de transmissão. Por isso, nas análises subsequentes, apenas curtos-circuitos do tipo AT são avaliados.

As figuras 5.5 e 5.6 representam a convergência dos algoritmos de localização testados, aplicados à simulação do curto-circuito AT, considerando os algoritmos ajustados da forma tradicional, sem incluir os efeitos da interferência da tubulação e da estratificação do solo para os seguintes cenários: 1) LT com solo uniforme e desprezando a tubulação interferida; e 2) LT com solo estratificado na presença da tubulação.

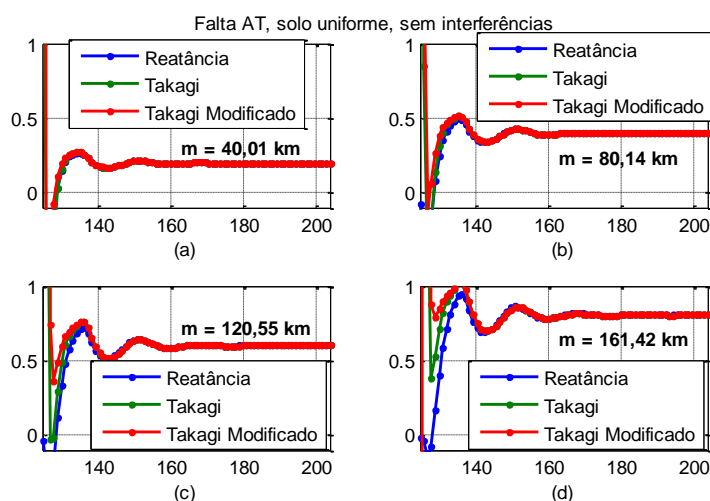


Figura 5.5. Estimativas de localização de faltas para modelo de solo uniforme e desprezando a tubulação interferida, para curto-circuito AT simulado a: (a) 40 km, (b) 80 km, (c) 120 km e (d) 160 km.

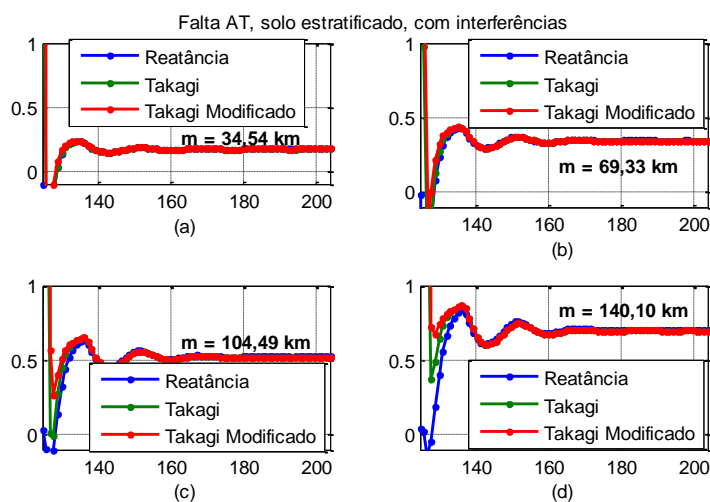


Figura 5.6. Estimativas de localização de faltas para modelo de solo estratificado e incluindo a tubulação interferida, para curto-circuito AT simulado a: (a) 40 km, (b) 80 km, (c) 120 km e (d) 160 km.

As tabelas 5.5 e 5.6 contêm os erros médios de localização para as simulações de faltas AT. Adicionalmente, os erros absolutos para cada caso avaliado de localização de faltas são apresentados na Figura 5.7, na forma de um gráfico de dispersão, no qual pontos contidos nas regiões inferior à direita e superior à esquerda representam situações de erros menores e maiores, respectivamente, quando consideradas as condições de interferência e solo estratificado.

Tabela 5.5. Erros de localização para falta AT, solo uniforme, sem interferências.

Erro	m = 20%	m = 40%	m = 60%	m = 80%
Relativo	0,005%	0,07%	0,27%	0,71%
Absoluto	0,01 km	0,14 km	0,55 km	1,42 km

Tabela 5.6. Erros de localização para falta AT, solo estratificado, com interferências.

Erro	m = 20%	m = 40%	m = 60%	m = 80%
Relativo	2,73%	5,33%	7,76%	9,95%
Absoluto	5,46 km	10,67 km	15,51 km	19,90 km

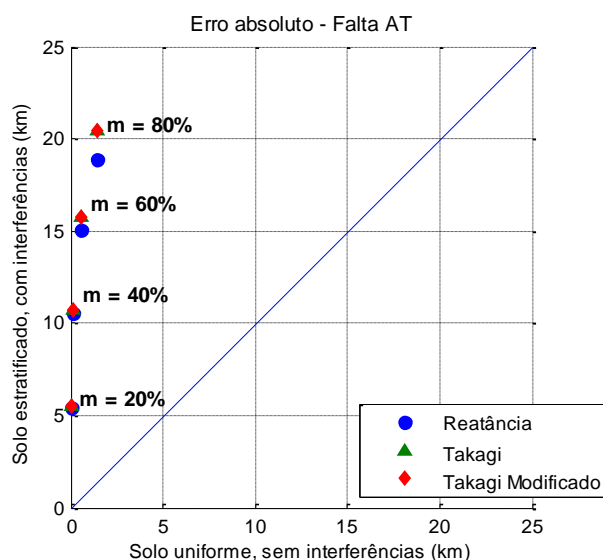


Figura 5.7. Dispersão do erro absoluto para faltas AT, assumindo a presença de tubulação e solo estratificado.

Dos resultados, observa-se que o desempenho dos algoritmos de localização de faltas avaliados é prejudicado quando incluída a presença da tubulação nas proximidades da LT, bem como do solo estratificado. Em situações práticas, como demonstrado, erros na localização da ordem de vários quilômetros podem ser verificados, implicando em tempos maiores de inspeção da LT para determinação dos pontos a serem reparados, comprometendo a disponibilidade da instalação. Cabe ressaltar que erro semelhante poderia ocorrer em funções de proteção que dependem dos parâmetros de linha, a exemplo da tradicional proteção de distância. Nesse caso, os relés de distância poderiam ficar sub ou sobrealcançados, comprometendo o desempenho do esquema de proteção da linha.

5.3.3 Conclusões do estudo de caso

Os resultados discutidos indicam que os parâmetros de sequência zero de uma LT são sensíveis à estratificação do solo e à presença de interferências, tendo apresentado um erro de 31,73% a menor em relação ao procedimento de cálculo em que essas variáveis são ignoradas. Os parâmetros de sequência positiva se mostram pouco afetados pela resistividade elétrica do solo e pelo acoplamento indutivo com outras instalações interferidas.

O desvio na impedância de sequência zero se propaga para as respostas em curto-circuito fase-terra, com incremento de aproximadamente 14% na corrente máxima no ramo de falta para os casos avaliados. Esse

valor corresponde a cerca de 500 A, erro consideravelmente superior às tolerâncias admissíveis para dispositivos de proteção. Não ocorrem alterações significativas nos casos de curto-circuito fase-fase.

Da mesma maneira, a desconsideração do solo estratificado e de estruturas interferidas no modelo de cálculo influencia no desempenho de algoritmos de monitoração que dependem dos parâmetros da linha, a exemplo dos métodos de localização de faltas, em especial os métodos de um terminal, que dependem dos parâmetros de sequência zero da LT em situações de faltas monofásicas. Da avaliação dos métodos da Reatância, Takagi e Takagi Modificado, no pior caso, o erro de localização da falta chega próximo de 20 km, ou 10% do comprimento da LT, o que pode inviabilizar a aplicação dessas técnicas de localização, quando da não consideração dos efeitos da interferência imposta pela tubulação e pela não inclusão da estratificação do solo nos cálculos.

Do exposto, considera-se de importância fundamental que, no desenvolvimento de projetos de LTs, estudos de curto-circuito, dimensionamento e calibração de dispositivos de proteção e localização de faltas, sejam utilizados métodos numéricos precisos para cálculo dos parâmetros elétricos. Porém, é igualmente necessário assegurar a qualidade das informações coletadas em campo, notadamente as medições de resistividade elétrica do solo e o levantamento cadastral de interferências com outras instalações. Ademais, percebe-se que o desenvolvimento de técnicas independentes de parâmetros de LTs podem ser vantajosas, especialmente em sistemas interferidos nos quais as incertezas acerca dos parâmetros elétricos são maiores.

5.4 SÍNTESE DO CAPÍTULO

Foi implementado um programa de cálculo dos parâmetros de LTs aéreas sujeitas a interferências por acoplamento indutivo com outras instalações metálicas, considerando o solo um meio estratificado em camadas horizontais, com diferentes resistividades elétricas, e utilizando a solução analítica em forma fechada da integral de Carson para determinação das impedâncias com caminho de retorno pela terra.

O programa foi validado por meio da simulação de um caso hipotético de paralelismo entre uma tubulação metálica e uma LT e comparação com a rotina Line Constants, integrante do *software* ATP. Os efeitos da presença da tubulação interferida sobre a LT interferente foram investigados por meio de simulações de curto-circuito e testes de desempenho dos algoritmos de localização de faltas baseados nos métodos da Reatância, Takagi e Takagi Modificado.

Foi verificado que desprezar a presença de interferências, quando existentes, e da estratificação do solo no modelo de cálculo, pode ocasionar erros significativos de localização de faltas, bem como nas impedâncias de sequência zero da LT. O erro nas impedâncias de sequência zero se propagam para a resposta em curto-circuito, provocando desvios nos valores das correntes de falta envolvendo a terra. Com efeito, na simulação realizada houve a **subestimação** da corrente de curto-circuito fase-terra total no ponto de falta, ou seja: as correntes de curto-circuito reais são superiores ao valor previsto. Se, nesse cenário, ocorrer uma aproximação entre a tubulação metálica e os condutores de aterramento da LT, níveis significativos de tensão de estresse podem ser impostos à tubulação.

Estando disponíveis os meios necessários para determinação dos parâmetros do solo estratificado, da elevação de potencial do metal da tubulação produzida por acoplamento indutivo, e dos níveis prováveis de curto-circuito da LT em condições de interferências, prossegue-se, finalmente, ao estudo do acoplamento condutivo.

6 ACOPLAMENTO CONDUTIVO

Este capítulo aborda o estudo do acoplamento condutivo entre LTs e tubulações metálicas subterrâneas, fenômeno que ocorre em regime transitório de falta envolvendo a terra na LT, cenário em que correntes de magnitudes expressivas são injetadas no solo pelos sistemas de aterramento das torres, provocando um estresse elétrico na tubulação interferida. A tensão imposta à tubulação metálica depende, essencialmente, da geometria dos condutores de aterramento da LT, da resistividade elétrica do solo no local e da corrente de falta efetivamente injetada no solo.

Durante um evento de curto-circuito monofásico¹⁰, ilustrado na Figura 6.1, elevados valores de corrente elétrica fluem através da fase defeituosa, das subestações terminais até ponto de falta. As contribuições ao curto-circuito, indicadas por $\hat{I}_{f,A}$ e $\hat{I}_{f,B}$, retornam pelos condutores para-raios às subestações de origem, o que é representado pelas correntes de retorno $\hat{I}_{ret,A}$ e $\hat{I}_{ret,B}$. Outra parcela dessa corrente, representada por $\hat{I}_{f,T0}$, $\hat{I}_{f,T-1}$ e $\hat{I}_{f,T+1}$, é descarregada para o solo através dos condutores de aterramento das torres mais próximas do ponto de falta. As correntes drenadas ao solo produzem a elevação do potencial local, conhecida como GPR e expressa em volts.

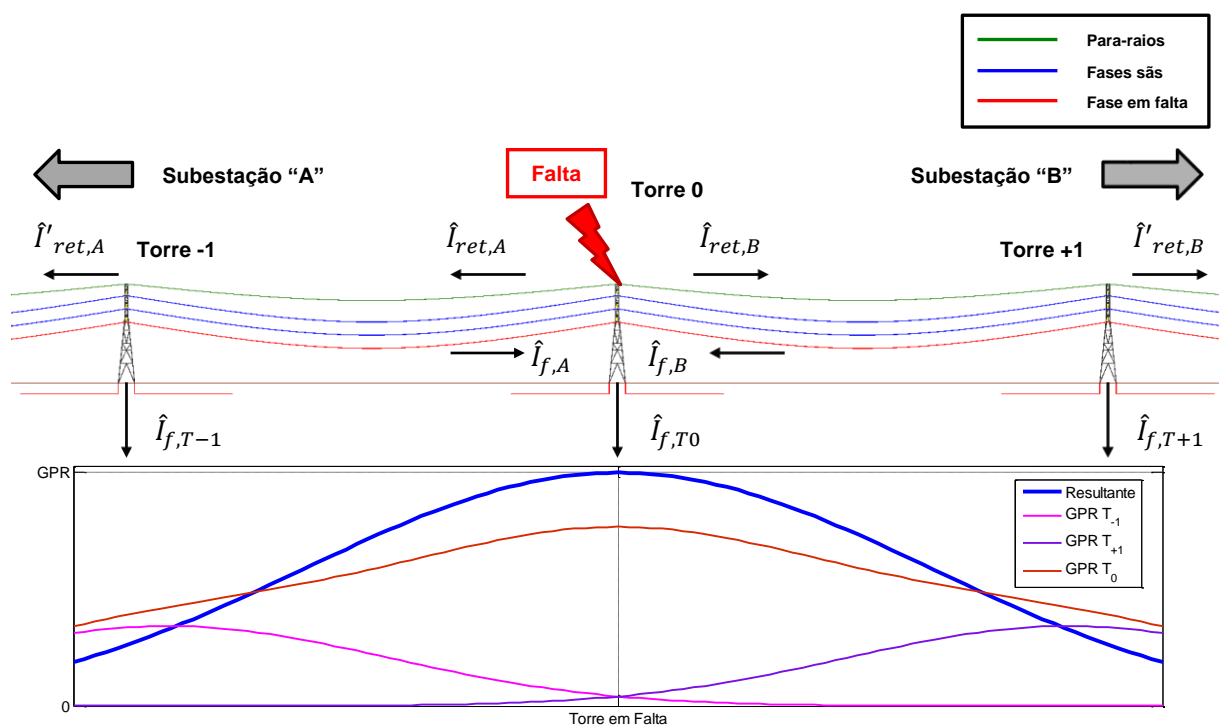


Figura 6.1. Ilustração curto-circuito monofásico em uma LT e elevação de potencial do solo nas imediações das torres.

Nessas circunstâncias, observam-se dois principais efeitos sobre o sistema interferido: 1) a elevação do potencial do metal, causada pelo acoplamento indutivo com a fase em falta, com os condutores para-raios e com as fases sãs; e 2) a elevação do potencial elétrico do solo adjacente à parede externa da tubulação, motivada pela injeção de corrente pelos eletrodos de aterramento das torres situadas no interior da zona de interferência eletromagnética. A ocorrência simultânea dos dois efeitos resulta em um estresse elétrico que dura enquanto os dispositivos de proteção da LT não atuam, intervalo que pode chegar a algumas

¹⁰ O desenvolvimento contido neste capítulo é focado na ocorrência de faltas tipo fase-terra, por serem as mais frequentes no setor elétrico e, também, por ocasionarem os maiores níveis de desbalanceamento no fluxo magnético concatenado com a instalação vítima, configurando o pior cenário de curto-circuito admissível em estudos de interferências eletromagnéticas entre LTs e tubulações metálicas [2]. Não obstante, o raciocínio exposto permanece válido, sem perda de generalidade, para faltas bifásicas-terra e trifásicas-terra.

centenas de milissegundos, tempo suficiente para provocar danos e exposição de pessoas a tensões perigosas.

A elevação do potencial do metal é representada pelo termo \hat{E}_d em (2.1), sendo determinada em função das correntes de curto-circuito e de retorno pelos para-raios, empregando os métodos expostos nos capítulos 4 e 5. O estudo do acoplamento condutivo requer, portanto, a construção de modelos matemáticos para determinação dos parâmetros de malhas de aterramento (resistência e GPR), a partir do que se calcula a elevação de potencial do solo \hat{U}_s ao longo da tubulação metálica interferida.

A determinação da elevação do potencial da parede metálica da tubulação interferida \hat{E}_d , simultaneamente ao cálculo da elevação de potencial do solo \hat{U}_s em condições transitórias de curto-circuito fase-terra, é usualmente referida na literatura especializada como **estudo total de interferências CA** [46].

6.1 MODELAGEM MATEMÁTICA

6.1.1 Eletrodo de aterramento a parâmetros concentrados em solo uniforme

Um modelo de simulação numérica comumente adotado por uma série de *softwares* comerciais considera o aterramento das torres da LT um elemento concentrado e imerso em meio uniforme com resistividade elétrica ρ . No modelo de aterramento concentrado, ilustrado na Figura 6.2, o eletrodo se comporta como uma fonte hemisferoidal de corrente \hat{I}_f , com raio a , localizada no ponto $P_0(x_0, y_0, z_0)$, produzindo uma elevação de potencial no solo \hat{U}_s em um ponto de observação $O(x, y, z)$, que se demonstra ser dada por (6.1) [64].

$$\hat{U}_s(r) = \frac{\rho \hat{I}_f}{2\pi r} \quad [\text{V}], \quad (6.1)$$

$$r = \sqrt{(x - x_0)^2 + (y - y_0)^2 + (z - z_0)^2} \quad [\text{m}]. \quad (6.2)$$

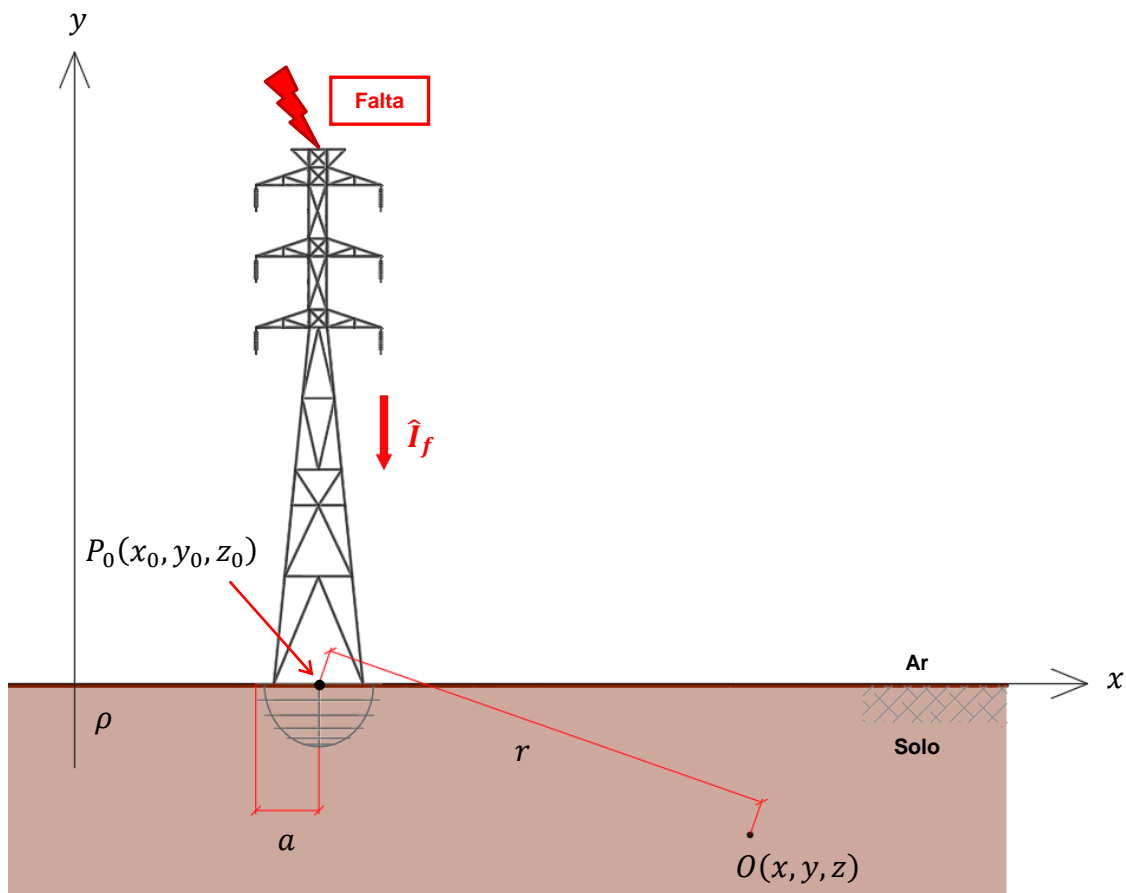


Figura 6.2. Ilustração esquemática do modelo de aterramento a parâmetros concentrados.

A resistência de aterramento R_g é definida como a elevação de potencial na interface entre o eletrodo de aterramento e o solo ($r = a$), para injeção unitária de corrente, conforme expresso em (6.3). A elevação de potencial, ou GPR, do eletrodo de aterramento é calculada por meio de (6.4).

$$R_g = \frac{\rho}{2\pi a} \quad [\Omega], \quad (6.3)$$

$$GPR = R_g \times \hat{I}_f \quad [V]. \quad (6.4)$$

6.1.2 Eletrodo de aterramento a parâmetros distribuídos em solo estratificado

Modelos computacionais mais completos levam em consideração as dimensões físicas e constituição dos condutores que compõem o aterramento das torres, usualmente denominados cabos contrapeso, assim como a estratificação do solo em camadas com espessuras e resistividades finitas. No modelo de aterramento a parâmetros distribuídos, esquematizado na Figura 6.3, os condutores de aterramento são subdivididos em segmentos de comprimento l_j , suficientemente pequenos para que possam ser tratados como fontes filamentosas de corrente, posicionadas no ponto médio de cada segmento, cada qual drenando uma corrente \hat{I}_j para o solo.

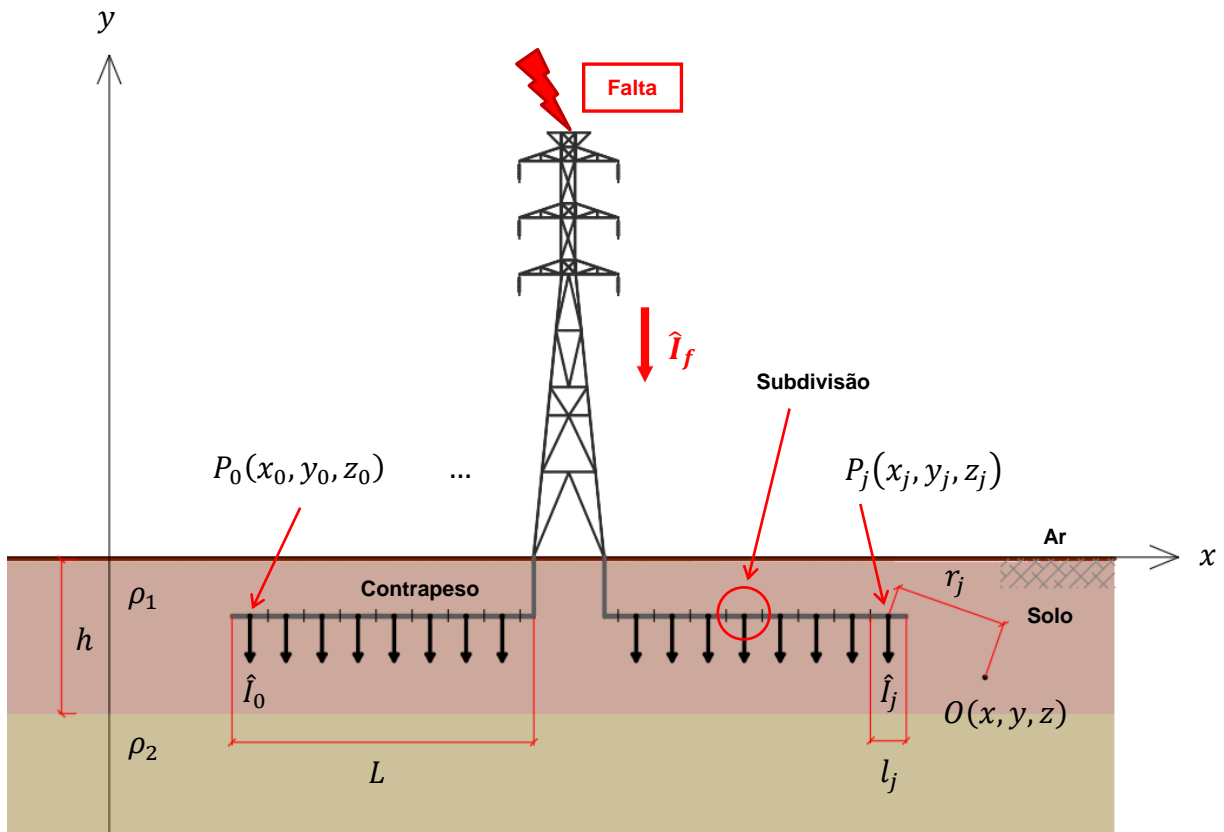


Figura 6.3. Ilustração esquemática do modelo de aterramento a parâmetros distribuídos.

Nessas condições, o princípio da superposição é aplicável, de modo que o potencial no solo \hat{U}_s em um ponto de observação $O(x, y, z)$, corresponde ao somatório das contribuições individuais de cada segmento, ou:

$$\hat{U}_s = \sum \hat{U}_j \quad [V]. \quad (6.5)$$

A modelagem matemática do eletrodo filiforme parte do estudo do eletrodo puntiforme. Referindo às cotas indicadas na Figura 6.4 e considerando o solo estratificado em duas camadas horizontais¹¹, os potenciais escalares \hat{U}_j , produzidos no ponto de observação $O(u_0, v_0, w_0)$, por uma fonte de corrente \hat{I}_j , concentrada no ponto de origem do sistema de coordenadas uvw , são determinados pelo método das Imagens Complexas, expresso em (6.6)-(6.10) [65].

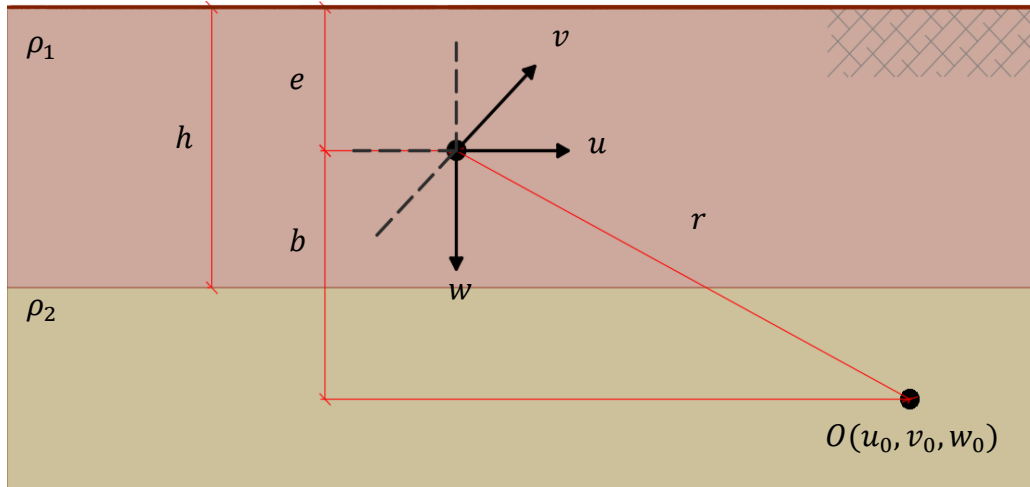


Figura 6.4. Eletrodo puntiforme em solo de duas camadas.

Se o ponto fonte e o ponto de observação estão na camada superior do solo, é válida a relação:

$$\hat{U}_{11} = \frac{\hat{I}_j \rho_1}{4\pi} \{ \psi(0) + \psi(e) + \sum_{n=1}^{\infty} k^n [\psi(nh) + \psi(nh + e) + \psi(-nh) + \psi(-nh) + e] \} \quad [\text{V}]. \quad (6.6)$$

Se o ponto fonte está na camada superior e o ponto de observação está na camada inferior do solo, escreve-se:

$$\hat{U}_{12} = \frac{\hat{I}_j \rho_1 (1+k)}{4\pi} \{ \psi(0) + \psi(e) + \sum_{n=1}^{\infty} k^n [\psi(nh) + \psi(nh + e)] \} \quad [\text{V}]. \quad (6.7)$$

Se o ponto fonte está na camada inferior e o ponto de observação está na camada superior do solo, a função potencial é na forma de:

$$\hat{U}_{21} = \frac{\hat{I}_j \rho_2}{4\pi} \{ \psi(0) + \psi(e) + \sum_{n=1}^{\infty} k^n [\psi(-nh) + \psi(nh + e) - \psi((-n-1)h) - \psi((n-1)h) + e] \} \quad [\text{V}]. \quad (6.8)$$

Finalmente, para ponto fonte e ponto de observação na camada inferior do solo:

$$\hat{U}_{22} = \frac{\hat{I}_j \rho_2}{4\pi} \{ \psi(0) + \psi(e) + \sum_{n=1}^{\infty} k^n [\psi(nh + e) - \psi((n-2)h + e)] \} \quad [\text{V}]. \quad (6.9)$$

Nas equações acima, a função auxiliar ψ é definida em termos de um argumento x qualquer como:

$$\psi(x) = \frac{1}{\sqrt{r_j^2 + (2x+b)^2}}. \quad (6.10)$$

Para o desenvolvimento que segue, as expressões (6.6)-(6.9) são escritas em forma compacta utilizando a seguinte notação:

$$\hat{U}_j = \hat{I}_j A \{ \Gamma \psi(x) \} \quad [\text{V}], \quad (6.11)$$

¹¹ O método de cálculo descrito nesta seção é aplicável ao caso geral de solo com N camadas utilizando a fórmula de Hummel, desenvolvida no item 3.2.3, (3.14) a (3.16), cujo efeito é a redução para um modelo de solo equivalente de duas camadas.

em que \hat{I}_j é a corrente injetada no solo pelo j-ésimo segmento; A é uma constante com valor $\frac{\hat{I}_j \rho_1}{4\pi}$ em (6.6), $\frac{\hat{I}_j \rho_1(1+k)}{4\pi}$ em (6.7) e $\frac{\hat{I}_j \rho_2}{4\pi}$ em (6.8)-(6.9); e Γ é um operador que representa a soma adequada de funções tipo $\psi(x)$, conforme as posições relativas dos pontos fonte e de observação.

Um eletrodo filamental com comprimento l_j , representado na Figura 6.5, pode ser entendido como uma sucessão de microssegmentos com comprimento infinitesimal du , posicionados lado a lado, comportando-se como fontes puntiformes e descarregando uma corrente total \hat{I}_j . Assumindo que o diâmetro $2r_{ext}$ do condutor é pequeno se comparado ao seu comprimento l_j , a densidade linear de corrente $\hat{\delta}_j$ dispersada para o solo, definida conforme (6.12), pode ser considerada uniforme ao longo de toda a superfície do condutor. Relatos na literatura afirmam que essa condição é satisfeita quando os condutores são subdivididos de forma que o comprimento dos segmentos sejam iguais ou inferiores a 1/10 do comprimento do maior condutor contido na malha [66].

$$\hat{\delta}_j = \frac{\hat{I}_j}{l_j} \quad [\text{A/m}]. \quad (6.12)$$

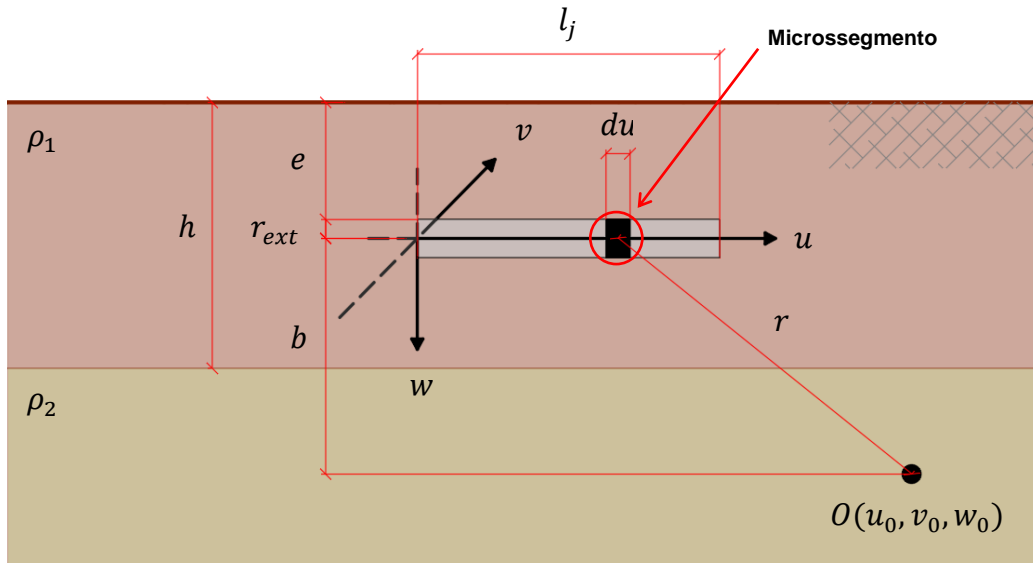


Figura 6.5. Eletrodo filamental em solo de duas camadas.

Admitindo que o condutor filamental tem início na origem do sistema de coordenadas uvw , indicado na figura acima, (6.10) é reescrita como:

$$\psi(x) = \frac{1}{\sqrt{(u-u_0)^2 + (v-v_0)^2 + (w-w_0)^2 + (2x+w_0)^2}}. \quad (6.13)$$

Se a corrente incremental dispersa pelo microssegmento é:

$$d\hat{I}_j = \hat{\delta}_j du \quad [\text{A}], \quad (6.14)$$

então a contribuição do microssegmento para a elevação de potencial do solo no ponto de observação $O(u_0, v_0, w_0)$ é:

$$d\hat{U}_j = \hat{\delta}_j A \{\Gamma \psi(x)\} du \quad [\text{V}]. \quad (6.15)$$

Logo:

$$\hat{U}_j = \hat{\delta}_j A \left\{ \Gamma \int_0^{l_j} \psi(x) du \right\} \quad [\text{V}], \quad (6.16)$$

$$\hat{U}_j = \hat{\delta}_j A \left\{ \Gamma \ln \left[\frac{(l_j - u_0) + \sqrt{(l_j - u_0)^2 + v_0^2 + (2x + w_0)^2}}{-u_0 + \sqrt{u_0^2 + v_0^2 + (2x + w_0)^2}} \right] \right\} \quad [\text{V}]. \quad (6.17)$$

O processo descrito em (6.12)-(6.17) é conhecido como método da Segmentação-Integração e foi proposto por Dawalibi *et al* em 1975 [65].

Sistemas de aterramento com geometrias complexas, compostas por diversos condutores cilíndricos em disposição horizontal e/ou vertical, como retratado na Figura 6.3, são subdivididos em um número adequado de segmentos N_s e, então, modelados como uma rede de eletrodos filamentosos. Combinando (6.5) e (6.17), tem-se, portanto, que a elevação de potencial total no ponto de observação é:

$$\hat{U}_s = \sum_{j=1}^{N_s} \hat{\delta}_j A \left\{ \Gamma \ln \left[\frac{(l_j - u_0) + \sqrt{(l_j - u_0)^2 + v_0^2 + (2x + w_0)^2}}{-u_0 + \sqrt{u_0^2 + v_0^2 + (2x + w_0)^2}} \right] \right\} \quad [\text{V}]. \quad (6.18)$$

Contudo, ocorre que as densidades lineares de corrente $\hat{\delta}_j$ ainda são parâmetros desconhecidos, visto que a informação normalmente disponível é a corrente total de falta \hat{I}_f imposta à malha de aterramento ou a elevação de potencial do eletrodo (*GPR*) no momento da falta.

Pode-se supor, intuitivamente, que essas correntes são uniformemente distribuídas ao longo dos condutores. No entanto, essa premissa é equivocada e conduz a erros de análise na maior parte dos casos reais, salvo em algumas situações específicas em que o arranjo do sistema de aterramento é simétrico [67]. Mais ainda, estudos reportam que, para configurações filamentosas, as densidades de corrente nas extremidades do condutor atingem valores cerca de 50% acima do que se verifica nas regiões centrais do condutor [68]. A Figura 6.6 exemplifica esse comportamento para um condutor filamentar com 1 m de comprimento, seção circular com 1 cm de raio, imerso em solo uniforme com resistividade elétrica igual a 100 $\Omega \cdot \text{m}$ e subdividido em 25 segmentos.

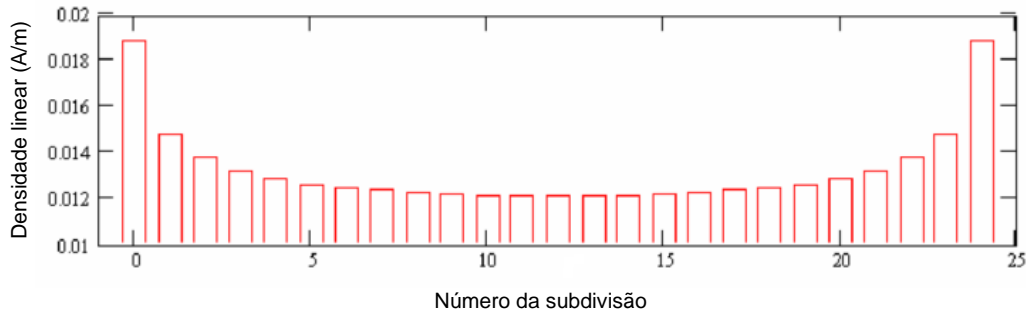


Figura 6.6. Distribuição da densidade linear de corrente em um condutor filamentar de 1 m de comprimento, reproduzido de [68].

Portanto, é necessário determinar a distribuição das correntes de dispersão \hat{I}_j ou, equivalentemente, das densidades lineares de corrente $\hat{\delta}_j$ ao longo dos condutores da malha, o que se faz por meio da abordagem matricial proposta por Dawalibi *et al*, descrita conforme (6.19) a (6.26) [69].

Admitindo que a malha de aterramento é uma estrutura equipotencial¹², isto é, desprezando as resistências e indutâncias intrínsecas aos condutores da malha, denotando a elevação de potencial do metal por *GPR*, e considerando um ponto de observação *O* contido na superfície de um segmento qualquer do sistema de aterramento ($w = \pm r_{ext}$ na Figura 6.5), a seguinte condição deve ser atendida:

$$GPR = \sum_{j=1}^{N_s} \hat{U}_j(O) \quad [\text{V}]. \quad (6.19)$$

Define-se, então, a densidade linear de corrente normalizada λ_j por meio da expressão:

$$\lambda_j = \frac{\hat{\delta}_j}{GPR} \quad [\text{A/m}]. \quad (6.20)$$

¹² Esta premissa é uma aproximação satisfatória das condições reais para a maior parte dos casos na frequência de 60 Hz e para malhas de aterramento com dimensões relativamente pequenas. Para eletrodos de aterramento muito extensos, bem como em condições de baixa resistividade do solo, as resistências e indutâncias dos condutores não podem ser desprezadas no modelo de cálculo [10].

Utilizando (6.20) e algumas manipulações algébricas, a condição (6.19) é escrita em notação matricial como:

$$[\lambda] = [R_{j,k}]^{-1} [1], \quad (6.21)$$

ou, de forma expandida:

$$\begin{bmatrix} \lambda_1 \\ \lambda_2 \\ \vdots \\ \lambda_{N_s} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{1,1} & R_{1,2} & \cdots & R_{1,N_s} \\ R_{2,1} & R_{2,2} & \cdots & R_{2,N_s} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ R_{N_s,1} & R_{N_s,2} & \cdots & R_{N_s,N_s} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \\ \vdots \\ 1 \end{bmatrix}. \quad (6.22)$$

Os elementos da matriz $\overline{R_{j,k}}$ são obtidos fazendo $\hat{\delta}_j = 1$ em (6.17), fixando o ponto fonte no centro do j -ésimo segmento e calculando a elevação de potencial \hat{U}_j no k -ésimo ponto de observação O . Se $j = k$, o ponto de observação é posicionado na superfície do j -ésimo segmento. Se $j \neq k$, o ponto de observação é situado no centro do k -ésimo segmento. Os termos da matriz $\overline{R_{j,k}}$ possuem unidade ohm, motivo pelo qual é referida na literatura como matriz de resistências mútuas [10]. Porém, essas resistências mútuas não possuem significado físico real, devendo ser entendidas como coeficientes de transferência de potencial entre os pontos fonte e de observação.

As relações entre a corrente total de falta \hat{I}_f imposta ao sistema de aterramento, as correntes descarregadas no solo por cada segmento e a elevação de potencial do eletrodo de aterramento são descritas por (6.23)-(6.25).

$$\hat{I}_j = \hat{\delta}_j l_j \quad [\text{A}], \quad (6.23)$$

$$\hat{I}_f = \sum_{j=1}^{N_s} \hat{I}_j = \sum_{j=1}^{N_s} \hat{\delta}_j l_j = GPR \sum_{j=1}^{N_s} \lambda_j l_j \quad [\text{A}], \quad (6.24)$$

$$GPR = \frac{\hat{I}_f}{\sum_{j=1}^{N_s} \lambda_j l_j} \quad [\text{V}]. \quad (6.25)$$

Finalmente, a resistência da malha de aterramento R_g é:

$$R_g = \frac{GPR}{\hat{I}_f} \quad [\Omega]. \quad (6.26)$$

De posse dos parâmetros da malha de aterramento, em especial as densidades de corrente $\hat{\delta}_j$, é possível determinar a elevação de potencial do solo total \hat{U}_s ao longo de perfis arbitrários, como por exemplo: a superfície do solo que recobre o sistema de aterramento ($z = 0$) ou, ainda, o conjunto de pontos adjacentes à parede externa de uma tubulação revestida. Conhecidos esses perfis, as tensões de solitação, toque, passo e estresse são facilmente obtidas.

6.2 PROGRAMA DE CÁLCULO PROPOSTO

Como último subproduto desta dissertação – Objetivo D), propõe-se uma ferramenta computacional para simulação de malhas de aterramento elétrico compostas por quaisquer combinações de condutores horizontais e verticais. Os parâmetros de entrada são: vetor de coordenadas dos condutores de aterramento, comprimento máximo por subdivisão (com opção de determinação automática pelo programa), raio dos condutores, fonte de energização (GPR ou corrente de falta) e magnitude, dados do solo estratificado em duas camadas, vetor de coordenadas de um perfil de observação e de uma superfície na interface solo/ar ($z = 0$), tempo de atuação dos dispositivos de proteção, resistividade e espessura da camada de recobrimento do solo. As saídas são a distribuição da corrente ao longo dos condutores, GPR e resistência do aterramento, perfis de elevação de potencial do solo, tensão de toque, passo e solitação (estresse).

As principais etapas do programa de estratificação são:

- 1) Leitura e condicionamento dos vetores de coordenadas.
- 2) Subdivisão do sistema de aterramento em N_s pequenos segmentos.

- 3) Adoção de um sistema de coordenadas cartesianas em que o plano xy corresponde à superfície do solo e o eixo z é direcionado para baixo.
- 4) Determinação das coordenadas das extremidades e do ponto médio dos segmentos em relação ao sistema de coordenadas xyz , bem como os ângulos θ entre o eixo x e a projeção dos segmentos horizontais (se houver) no plano xy .
- 5) Cálculo da matriz de resistências mútuas $\overline{R}_{j,k}$, fazendo $\hat{\delta}_j = 1$ em (6.18), e deslocando o ponto de observação ao longo dos segmentos da malha. Os elementos da diagonal principal da matriz são calculados em relação à superfície do j -ésimo segmento. Os demais são calculados em relação ao ponto central do k -ésimo segmento.
- 6) Verificação do condicionamento e inversão da matriz $\overline{R}_{j,k}$, para determinação das densidades de corrente normalizadas λ_j . Caso a matriz $\overline{R}_{j,k}$ seja mal condicionada, a matriz $\bar{\lambda}$ é aproximada pela matriz pseudo-inversa de Moore-Penrose de $\overline{R}_{j,k}$ [70],[71].
- 7) Cálculo da resistência de aterramento R_g e, caso a opção de energização tenha sido a corrente total de falta, a GPR da malha. Caso a opção de energização tenha sido a elevação de potencial do aterramento, cálculo da corrente total de falta \hat{I}_f .
- 8) Cálculo das densidades lineares de corrente $\hat{\delta}_j$ e das correntes \hat{I}_j descarregadas ao solo por cada segmento, utilizando, respectivamente, (6.20) e (6.23).
- 9) Cálculo da elevação de potencial do solo \hat{U}_s nos pontos de observação solicitados pelo usuário, utilizando os valores adequados de $\hat{\delta}_j$ em (6.18).
- 10) Cálculo da elevação de potencial \hat{U}_s na superfície do solo ($z = 0$), tal como no passo anterior.
- 11) Cálculo dos limites suportáveis de tensão de toque e passo, utilizando as expressões (2.9) e (2.10), para os casos de solo com e sem camada de recobrimento.
- 12) Cálculo das tensões de toque e sollicitação (estresse) nos pontos contidos no perfil de observação solicitado pelo usuário, conforme (2.1).
- 13) Cálculo da tensão de toque em elementos conectados ao aterramento (exemplo: a torre onde ocorre a falta), utilizando os resultados obtidos nos passos 7) e 10), e modificando (2.1) para:

$$\hat{E}_t = GPR - \hat{U}_s|^{z=0} \quad [\text{V}] \quad (6.27)$$

- 14) Cálculo das tensões de passo na superfície do solo, utilizando (2.6).

6.3 VALIDAÇÃO

A validação do programa proposto é realizada por meio de três estudos de caso. Primeiramente são realizados testes da subrotina de cálculo da distribuição das densidades lineares de corrente nos segmentos, uma vez que é o parâmetro crítico e determinante dos cálculos subsequentes.

Em seguida, é estudado um caso de cruzamento entre uma LT em 500 kV e um gasoduto subterrâneo em aço carbono, no qual a tubulação subterrânea se aproxima dos cabos contrapeso das torres adjacentes. São avaliadas elevação de potencial do solo e tensão de estresse imposta à instalação interferida, bem como de que maneira a reconfiguração dos cabos contrapeso das torres pode contribuir para a redução do estresse elétrico na tubulação. O caso é aproveitado para comparação dos resultados entre o modelo de eletrodo a parâmetros concentrados e a parâmetros distribuídos, em solos estratificado, uniforme e equivalente uniforme, com o objetivo de evidenciar sob que condições os resultados de cada modelo podem ser considerados válidos.

Por último, é analisado um projeto de aterramento composto por cordoalhas e hastes de cobre, destinado à proteção de uma subestação rebaixadora 13,8 kV / 380 V, do tipo compacta, com nível de curto-circuito monofásico 29 kA no lado BT do transformador. É avaliado o desempenho do programa proposto quando aplicado a configurações complexas, compostas por combinações de condutores de aterramento horizontais e verticais, com comprimentos e diâmetros distintos. São calculadas GPR e resistência do aterramento e elevação de potencial do solo. O estudo é complementado com análises de tensão de toque, tensão de passo e limiares de suportabilidade, nas condições de solo natural e com camada de recobrimento.

A implementação é comparada com os resultados do *software* MALZ, integrante do pacote CDEGS, o qual é baseado em teoria circuital nodal, no domínio da frequência, para simulação de malhas arbitrárias de condutores enterrados, na presença de solo com múltiplas camadas, levando em consideração as quedas ôhmicas nos condutores de aterramento [46][72].

6.3.1 Estudo de caso – Distribuição de corrente em um condutor filamental

A Figura 6.7 representa um condutor retilíneo com 1 metro de comprimento e 1 cm de raio, posicionado em solo profundo nas seguintes configurações: horizontal, contido no eixo x ou no eixo y , e vertical, contido no eixo z . O solo é assumido uniforme e com resistividade elétrica igual a $100 \Omega \cdot m$. O condutor é subdividido em 25 segmentos de comprimentos iguais. É simulada a energização com um potencial constante de 1 V, para cada configuração analisada.

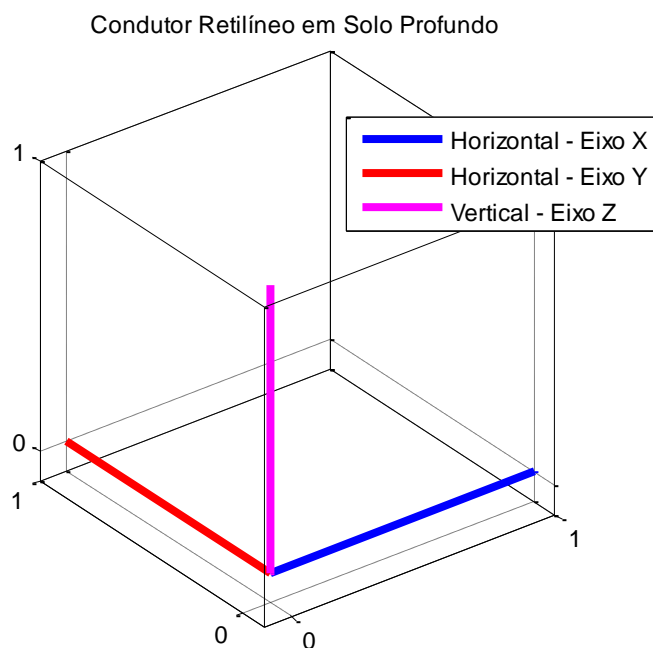


Figura 6.7. Condutor retilíneo nas configurações horizontal e vertical.

A Tabela 6.1 contém as resistências de aterramento obtidas na simulação. As figuras 6.8 e 6.9 apresentam, respectivamente, a distribuição da densidade linear da corrente dispersada e a distribuição dos potenciais escalares ao longo da superfície do condutor.

Tabela 6.1. Resistências de aterramento para o condutor retilíneo.

Método	Horizontal Eixo X $R_g (\Omega)$	Horizontal Eixo Y $R_g (\Omega)$	Vertical Eixo Z $R_g (\Omega)$
Proposto	62,2135	62,2135	62,2137
MALZ	67,6998	67,6998	67,7037
Erro (%)	8,1038%	8,1038%	8,1088%

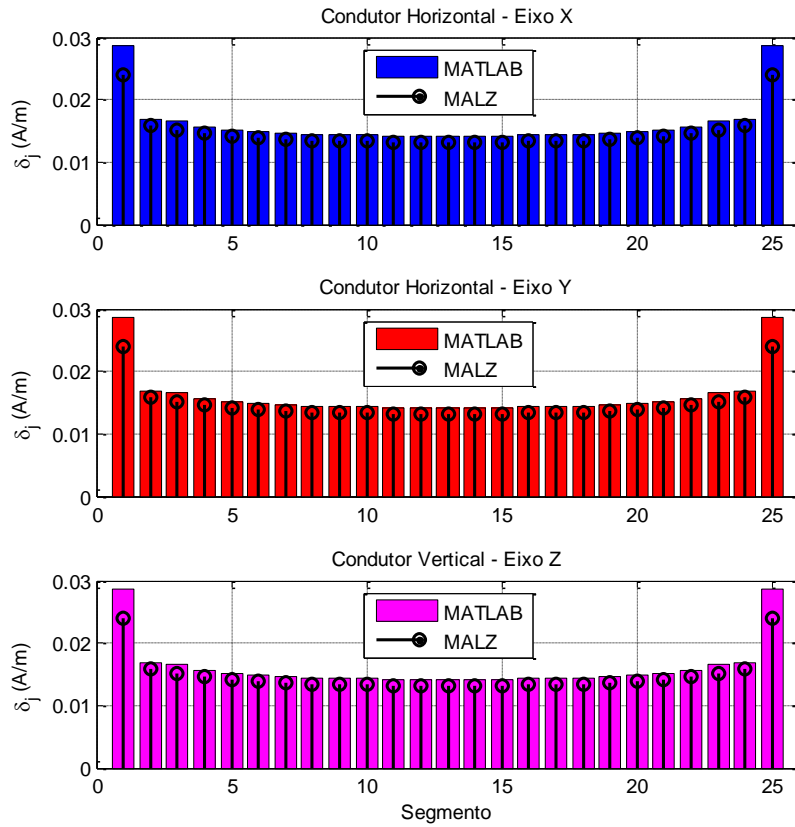


Figura 6.8. Distribuição da densidade linear de corrente ao longo do condutor retilíneo.

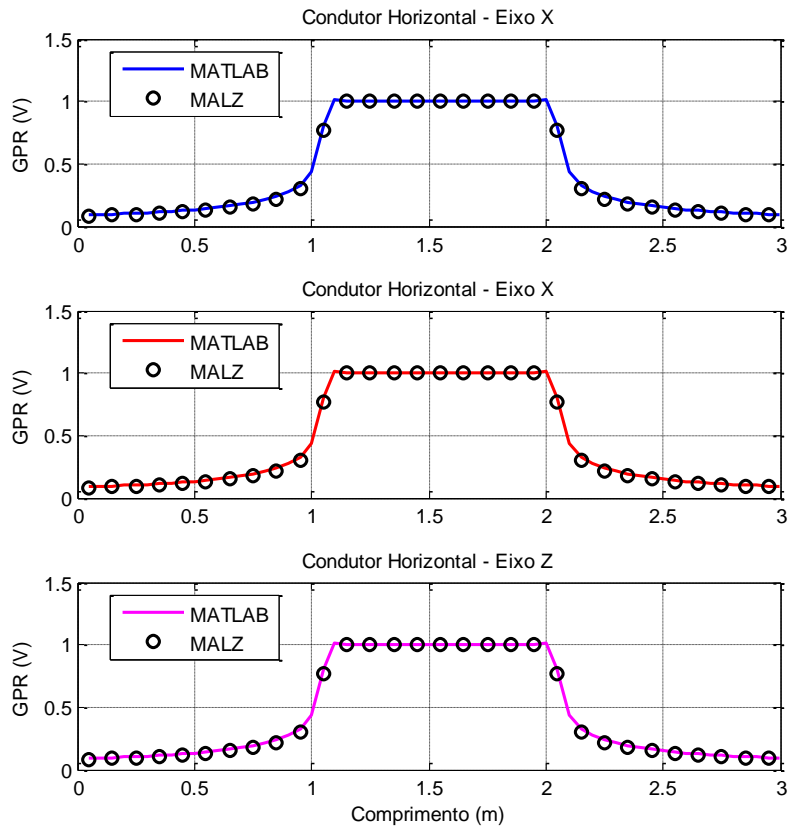


Figura 6.9. Distribuição dos potenciais escalares na superfície do condutor retilíneo.

Os resultados obtidos pelo programa de cálculo proposto concordam com os do *software* comercial MALZ, a menos de uma diferença da ordem de 8% no cálculo da resistência de aterramento, o que se explica, em parte, pela premissa assumida de que o condutor é equipotencial, desprezando a resistência longitudinal do condutor. Esse argumento é reforçado pela distribuição das correntes, no modelo MALZ, ligeiramente menores que no método proposto, em todos os segmentos, mas, principalmente, nas extremidades do condutor. É nítido que o condutor simulado pelo MALZ injeta uma quantidade menor de corrente no solo, para o mesmo potencial de 1 V. A queda ôhmica no condutor justifica essa divergência.

Para análise da sensibilidade da resposta ao total de subdivisões do eletrodo de aterramento, apresenta-se na Figura 6.10 a distribuição das densidades lineares de corrente no condutor vertical, para subdivisões em 10, 25, 50, 100, 150 e 300 segmentos de comprimentos iguais. Considerando a simetria da distribuição, e com o objetivo de conferir melhor legibilidade aos gráficos e facilitar a visualização de possíveis instabilidades numéricas, o limite do eixo x para os casos de 100, 150 e 300 segmentos é, deliberadamente, truncado após $N_s=25$, o que não consiste em perda de informação ou generalidade.

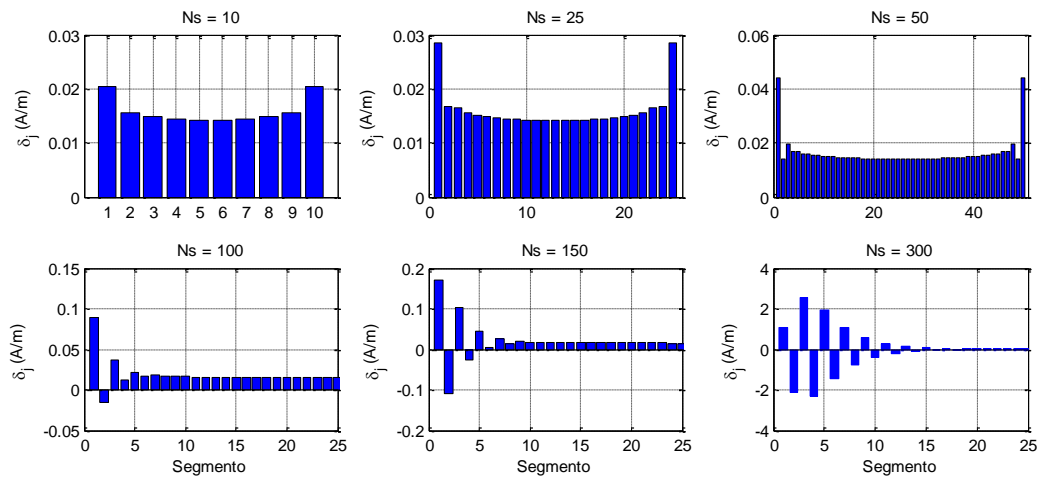


Figura 6.10. Distribuição da densidade linear de corrente em função do número de subdivisões do condutor.

A figura mostra que o programa diverge para $N_s > 100$, com valores elevados em magnitude em alguns segmentos e valores negativos de densidade em outros. Para $N_s = 300$, a matriz de resistências resulta mal condicionada, sendo os cálculos aproximados por sua pseudo-inversa. Essas soluções são matematicamente corretas, isto é, (6.21) é satisfeita, mas não possuem sentido físico. Em tese, o parâmetro $\hat{\delta}_j$ pode admitir valores negativos, uma vez que, conforme (6.12), é definido como a razão entre o fasor complexo \hat{I}_j e o comprimento l_j do segmento. Porém, isso só pode acontecer se a malha de aterramento for energizada por uma grandeza complexa, o que não é o caso da simulação realizada, visto que o condutor é energizado com 1 V $\angle 0^\circ$ (real).

A Figura 6.11 descreve a resistência de aterramento do eletrodo em função do número de subdivisões. A resistência de aterramento diverge pouco do resultado esperado, mesmo para o pior caso de 300 segmentos, em que o desvio é de cerca de 1 Ω . Isso mostra que a aproximação pela matriz pseudo-inversa de Moore-Penrose é razoável para o cálculo da resistência e, conseqüentemente, para a elevação de potencial da malha de terra, mas resulta em densidades de corrente instáveis e com significado puramente matemático.

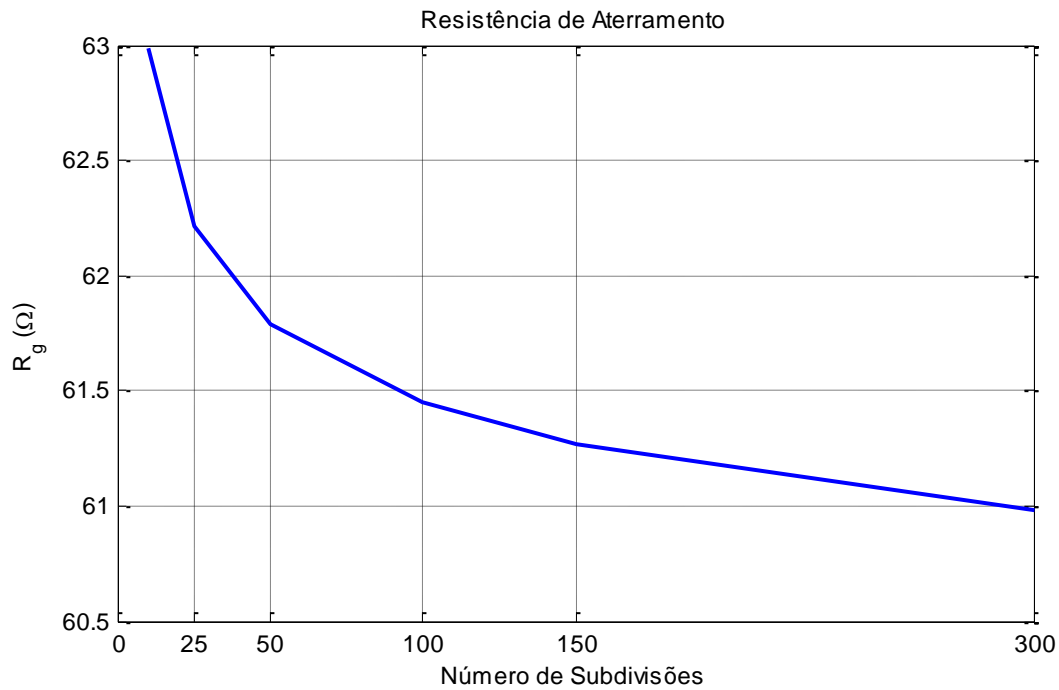


Figura 6.11. Resistência de aterramento em função do número de subdivisões do condutor.

6.3.2 Estudo de caso – Simulação de um cruzamento entre LT e tubulação

As figuras 6.12 e 6.13 descrevem um caso real de cruzamento entre uma LT em 500 kV e um gasoduto em aço carbono com diâmetro 12”, 12 quilômetros de comprimento e revestimento polietileno em tripla camada com 3 mm de espessura. Os contrapesos das torres são em aço galvanizado n°. 6 BWG, com raio 2,5780 mm.

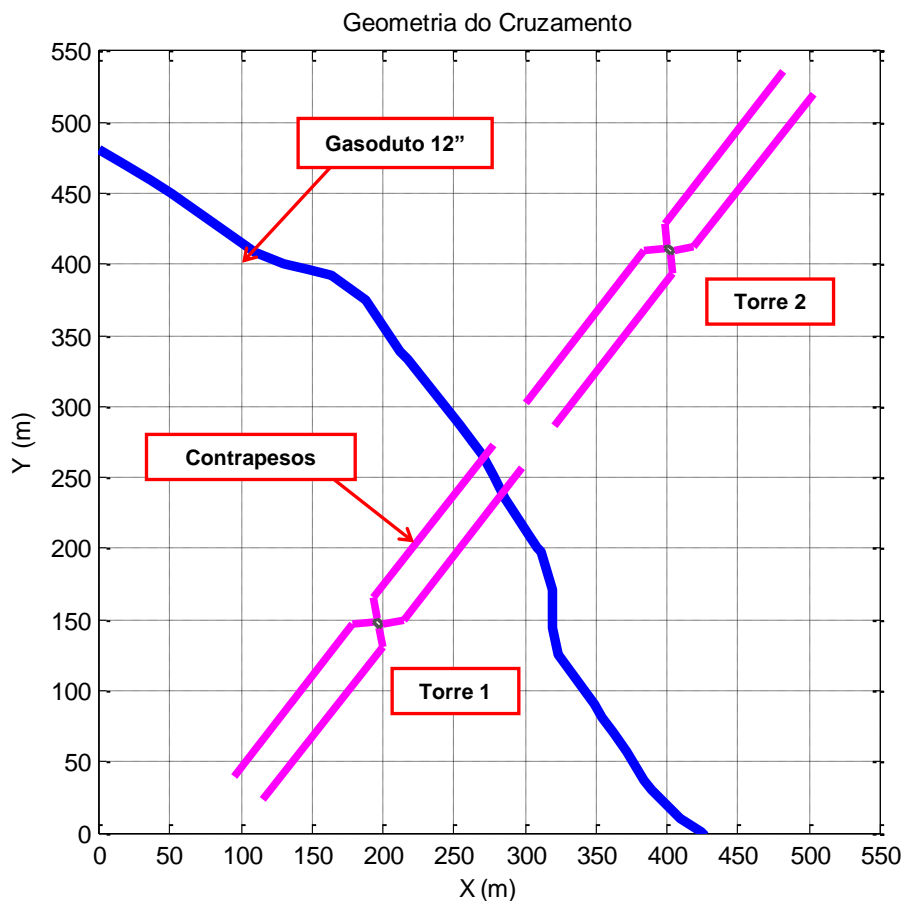


Figura 6.12. Vista superior do cruzamento entre LT e gasoduto.

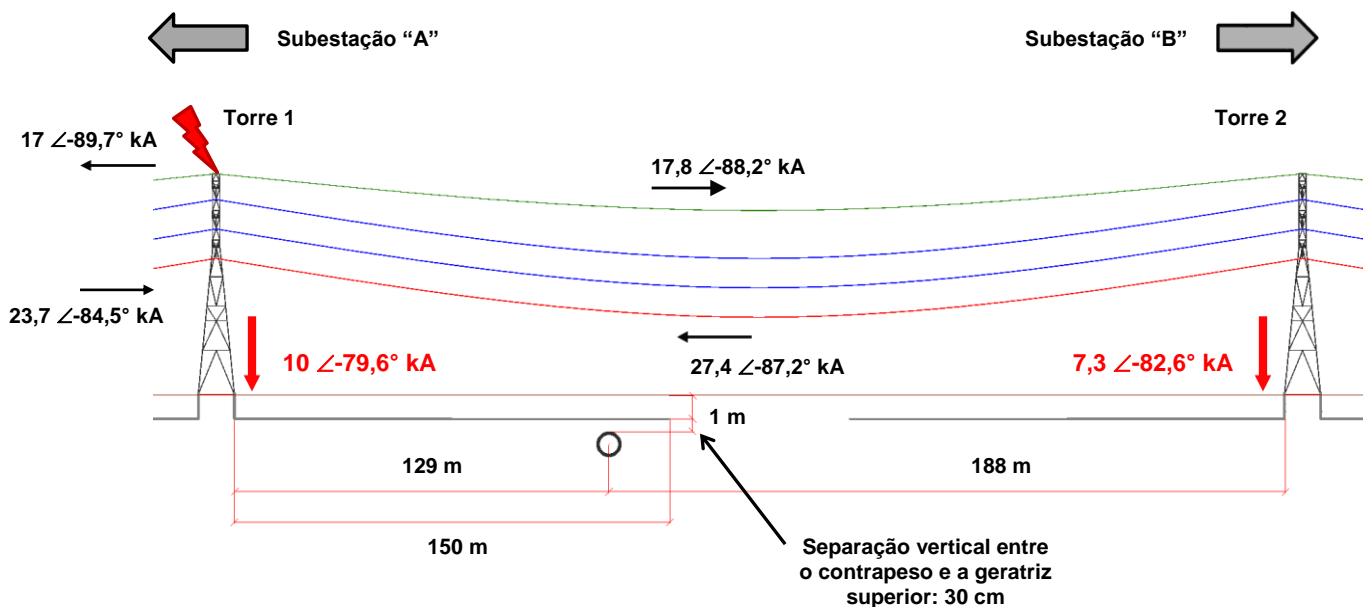


Figura 6.13. Vista lateral do cruzamento entre LT e gasoduto.

As contribuições ao curto-circuito monofásico no ponto de falta, calculadas pela concessionária de energia elétrica por meio do *software* ANAFAS, base de dados EPE com horizonte de planejamento 2020, constam da Tabela 6.2. Os parâmetros do solo estratificado, medidos nos pés das torres pelo método de Wenner, são relacionados na Tabela 6.3.

Tabela 6.2. Contribuições ao curto-circuito monofásico na torre 1.

Subestação	Monofásico
SE "A"	23,73 ∠ -84,56° kA
SE "B"	27,39 ∠ -87,22° kA

Tabela 6.3. Resistividade elétrica do solo próximo aos pés das torres.

Torre	Solo uniforme	Estratificação do solo em duas camadas		
	ρ	ρ_1	ρ_2	h
1	528,0 Ω .m	528,0 Ω .m	1829,0 Ω .m	3,12 m
2	382,0 Ω .m	382,0 Ω .m	1493,0 Ω .m	1,4 m

A Tabela 6.4 contém as resistências de aterramento de cada torre, calculadas e obtidas por meio do *software* MALZ. A Figura 6.14 mostra a distribuição das densidades lineares de corrente injetada no solo pelos condutores de aterramento das torres. Verifica-se um desvio a maior de cerca de 2% nas respostas do método proposto, concordando, portanto, com o modelo de referência. Ainda, os níveis de intensidade são maiores nas extremidades dos condutores, o que está de acordo com a literatura e com as análises da seção precedente [68].

Tabela 6.4. Resistências de aterramento das torres.

Método	Torre 1	Torre 2
	R_g (Ω)	R_g (Ω)
Proposto	6,4221	5,5983
MALZ	6,2900	5,4890
Erro (%)	2,1002%	1,9913%

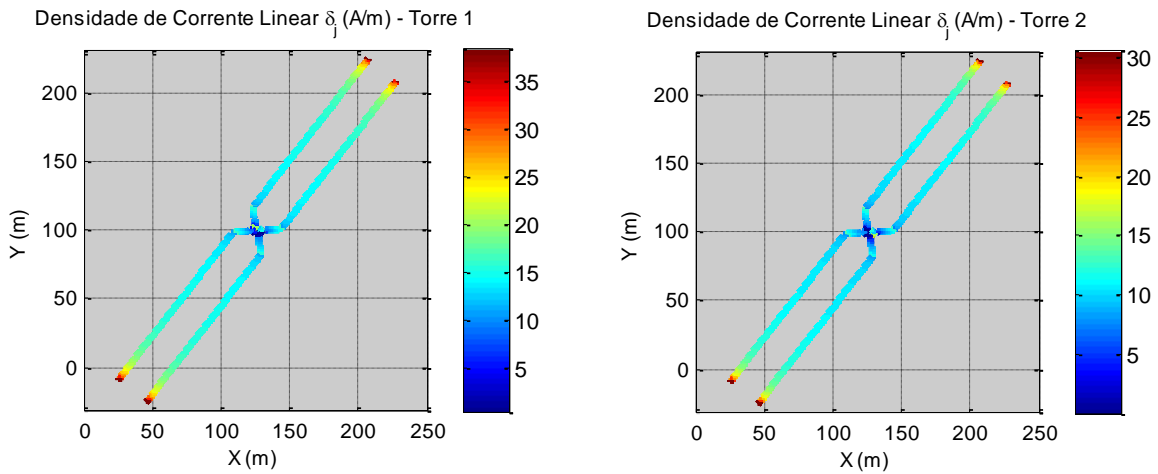


Figura 6.14. Densidades lineares de corrente injetada no solo pelos contrapesos das torres.

No caso em estudo, o ângulo de cruzamento entre LT e gasoduto é próximo de 90° , pelo que, conforme procedimento descrito na seção 4.2.1, não há paralelismo equivalente significativo e a elevação de potencial do metal, provocada por acoplamento indutivo, é desprezível se comparada com a elevação de potencial do solo. Portanto, a tensão de estresse (ou de toque) imposta ao gasoduto é aproximadamente igual à *GPR* na interface entre a parede externa do duto e o solo circunvizinho, cujo perfil é apresentado na Figura 6.15. A Tabela 6.5 compara as respostas do programa proposto e o modelo MALZ. A Figura 6.16 representa a distribuição dos potenciais escalares na superfície do solo ($z = 0$), bem como as linhas equipotenciais. O eixo das distâncias x , nas figuras, tem sua origem no epicentro do cruzamento.

Tabela 6.5. Máxima elevação de potencial do solo adjacente ao gasoduto.

Método	GPR (kV)
Proposto	43,5333
MALZ	44,2534
Erro (%)	1,6272%

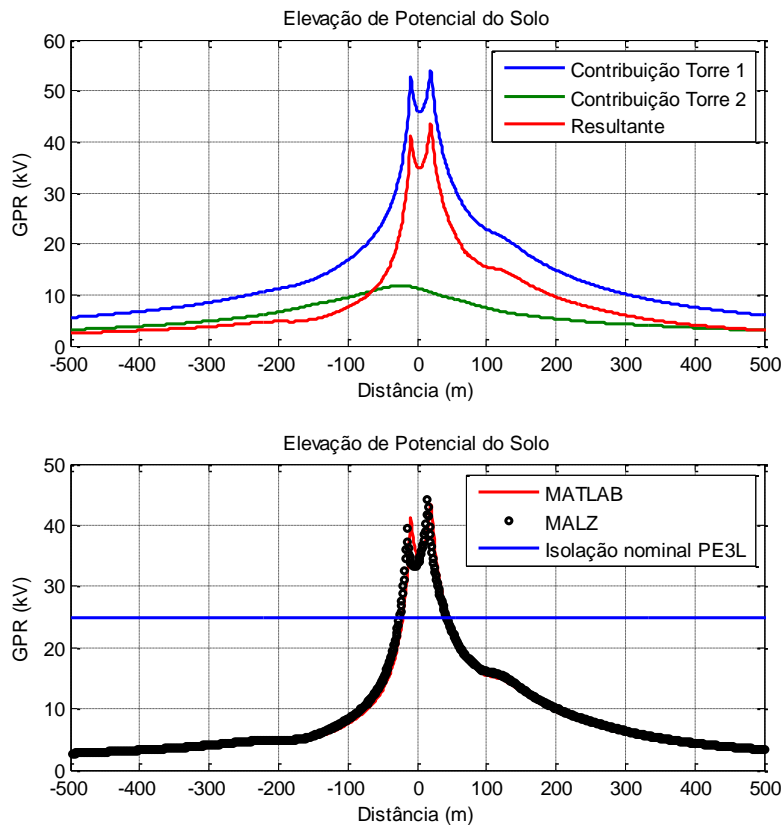


Figura 6.15. Elevação de potencial do solo adjacente ao gasoduto.

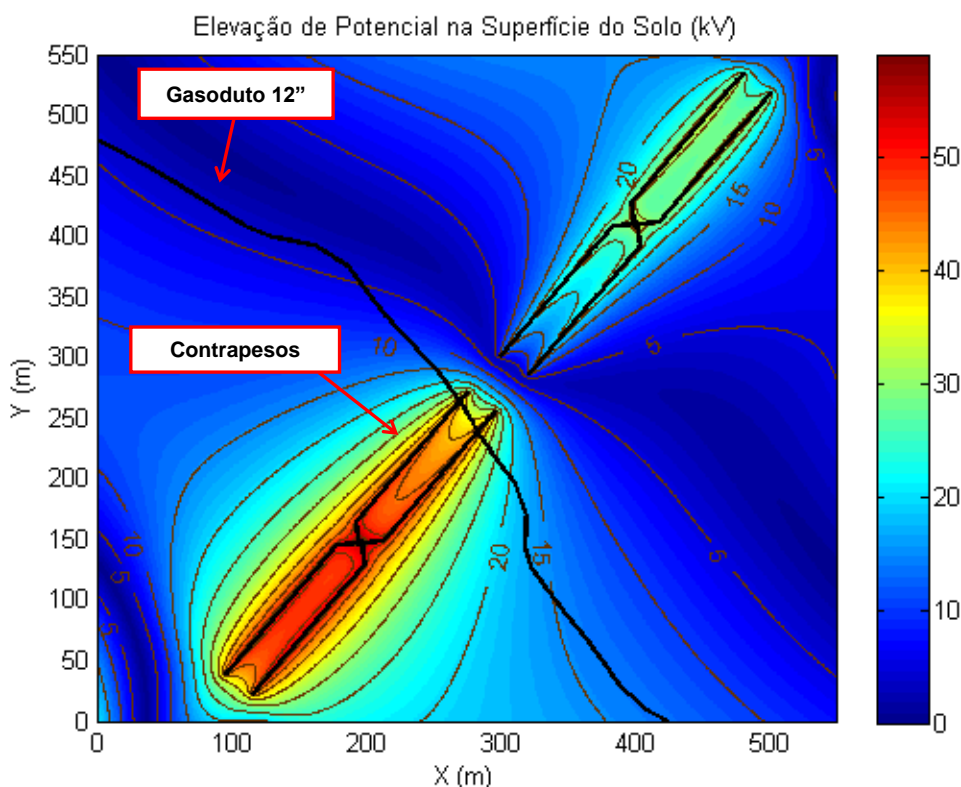


Figura 6.16. Elevação de potencial na superfície do solo, com linhas equipotenciais.

O estresse elétrico imposto à instalação interferida é de cerca de 43 kV no ponto mais crítico do perfil de observação. A curva de potencial obtida pelo método proposto concorda com os resultados do *software* comercial em todo o perfil de observação, com desvio inferior a 2% no epicentro do cruzamento entre a LT e o gasoduto. Portanto, para os propósitos pretendidos em aplicações industriais, os resultados do modelo proposto são suficientemente precisos.

Para um modelo ou outro, o resultado final é o mesmo: o limite nominal de tensão de isolamento do revestimento, equivalente a 25 kV para o polietileno em tripla camada, é excedido e são necessárias ações de mitigação de interferências, para o caso de um eventual curto-circuito na LT. Uma possível estratégia para reduzir o estresse elétrico sobre a instalação interferida é o seccionamento, nos pés das torres, e remoção total dos condutores contrapeso adjacentes ao cruzamento. Isso causa dois efeitos: 1) o aumento da resistência de aterramento nas torres e, conseqüentemente, limitação das correntes injetadas no solo; e 2) o direcionamento dessas correntes em sentido oposto ao gasoduto. A Tabela 6.6 contém as resistências de aterramento calculadas após a reconfiguração dos contrapesos. A Figura 6.17 apresenta o perfil de tensões impostas ao gasoduto e a Figura 6.18 exhibe a distribuição dos potenciais escalares na superfície do solo, após as ações de mitigação. A Tabela 6.7 apresenta os valores máximos de elevação de potencial do solo, antes e depois das mitigações.

Tabela 6.6. Resistências de aterramento das torres antes e depois das mitigações.

Situação	Torre 1 R_g (Ω)	Torre 2 R_g (Ω)
Antes	6,4221	5,5983
Depois	10,3139	9,0785
Incremento (%)	60,6001%	62,1653%

Tabela 6.7. Máxima elevação de potencial do solo adjacente ao gasoduto antes e depois das mitigações.

Situação	GPR (kV)
Antes	43,5333
Depois	10,0493
Decremento (%)	76,9158%

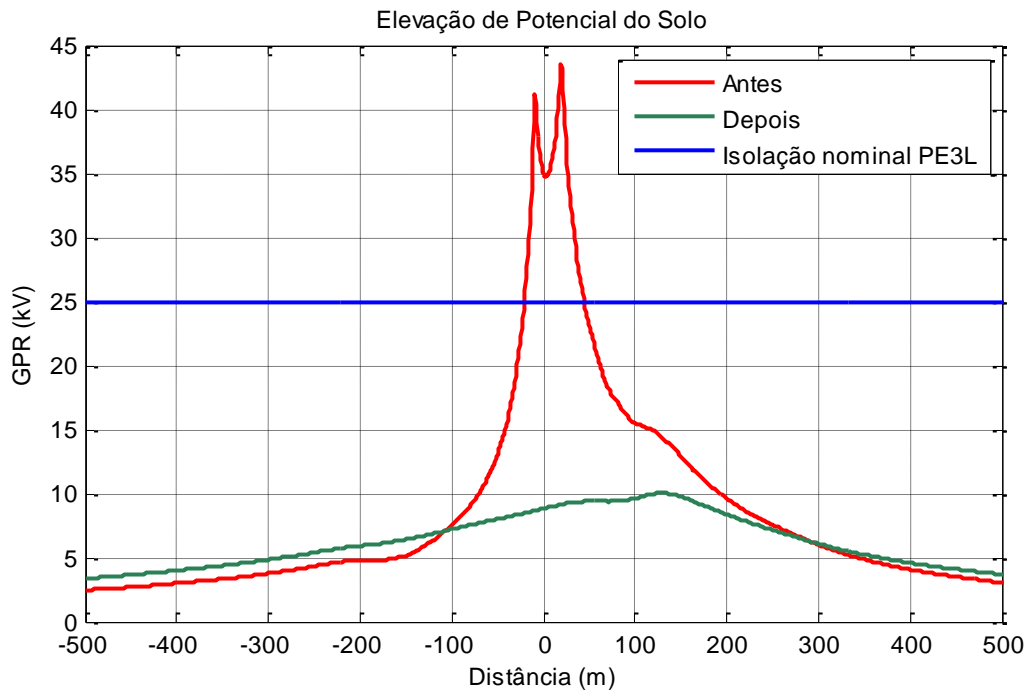


Figura 6.17. Elevação de potencial do solo adjacente ao gasoduto antes e depois das mitigações.

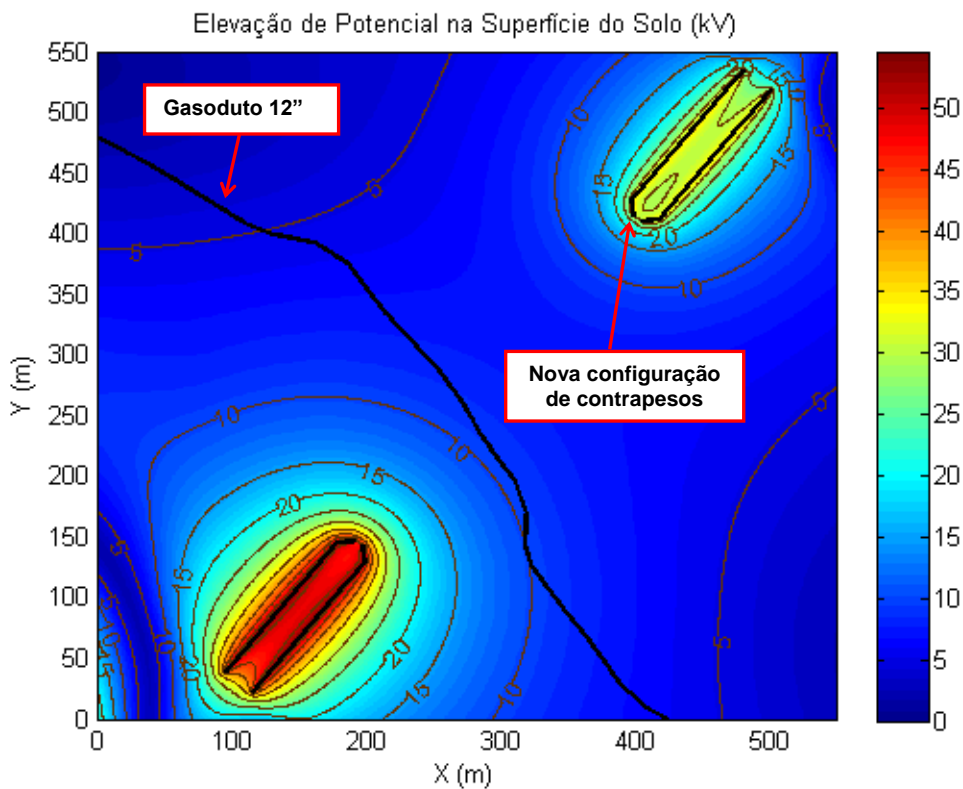


Figura 6.18. Elevação de potencial na superfície do solo após remoção dos contrapesos, com linhas equipotenciais.

A reconfiguração do sistema de aterramento das torres se mostra uma solução viável para mitigação do estresse elétrico sobre a instalação interferida, tendo ocasionado uma redução de cerca de 76% da tensão inicialmente imposta à tubulação. De fato, essa é uma prática amplamente adotada na indústria em situações reais de interferências entre LTs e tubulações, pois além de eficaz, é uma solução de custo relativamente baixo.

A Tabela 6.8 e a Figura 6.19 apresentam as respostas em elevação de potencial do solo no perfil de observação, para os contrapesos em sua configuração original, considerando os seguintes modelos de

cálculo: 1) eletrodo a parâmetros distribuídos em solo estratificado; 2) eletrodo a parâmetros distribuídos em solo uniforme; 3) eletrodo a parâmetros distribuídos em solo equivalente uniforme; 4) eletrodo a parâmetros concentrados em solo uniforme; e 5) eletrodo a parâmetros concentrados em solo equivalente uniforme.

Tabela 6.8. Máxima elevação de potencial do solo para diferentes modelos de cálculo, configuração original.

Curva	Modelo	Máxima GPR (kV)	Erro (%)
1	Parâmetros distribuídos, solo estratificado	43,5333	-
2	Parâmetros distribuídos, solo uniforme	22,8897	-47,4202
3	Parâmetros distribuídos, solo eq. uniforme	80,0152	+83,8022
4	Parâmetros concentrados, solo uniforme	8,8007	-79,7840
5	Parâmetros concentrados, solo eq. uniforme	31,1996	-28,3318

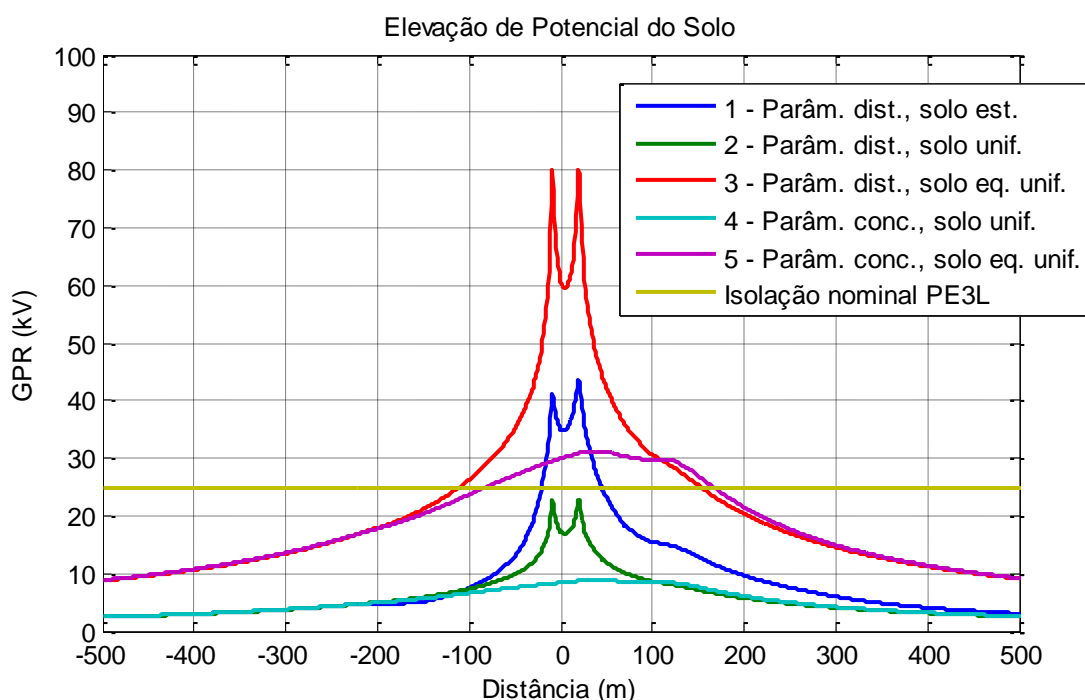


Figura 6.19. Respostas de diferentes modelos de cálculo da elevação de potencial do solo, configuração original.

Como ilustram as figuras 6.12 e 6.13, os contrapesos da torre nº. 1 cruzam o gasoduto no plano xy , com afastamento vertical de apenas 30 cm em relação à geratriz superior. O acoplamento com a instalação interferida se dá por meio de condução de corrente pelo solo. Portanto, ocorre uma transferência significativa de potencial para a tubulação no epicentro do cruzamento, como mostra a curva 1, ainda mais se levado em conta que são as extremidades dos contrapesos que se aproximam do gasoduto, regiões onde ocorrem as maiores densidades de corrente injetadas no solo, como evidencia a Figura 6.14.

O efeito da estratificação do solo fica bem caracterizado ao se comparar as curvas 1 e 2 da Figura 6.19. A curva de potencial do modelo a parâmetros distribuídos e solo uniforme acompanha o aspecto da primeira, mas com menor magnitude. A causa disso pode ser compreendida analiticamente a partir da Tabela 6.3, de onde se tem que, no modelo uniforme, a resistividade elétrica da camada profunda é desconsiderada. Por outro lado, como nesse caso a resistividade da camada profunda é maior que a da camada superficial, a camada profunda introduz nos cálculos um coeficiente de reflexão $k > 0$, o qual multiplica um parâmetro que é acrescido várias vezes ao argumento principal das funções potencial escalar expressas em (6.6)-(6.9), tendo como resultado um aumento da resposta em relação ao modelo uniforme. O significado físico disso é ilustrado na Figura 6.20, que mostra a dispersão da corrente em um solo estratificado em duas camadas [10]. A linha tracejada representa a distribuição da corrente em solo uniforme. Quando $k > 0$ ocorre um efeito de bloqueio pela camada profunda, e a corrente tende a se

distribuir pela camada superior, elevando os potenciais da superfície. Se $k < 0$ a corrente se dispersa pelas camadas mais profundas do solo e os potenciais na primeira camada são reduzidos.

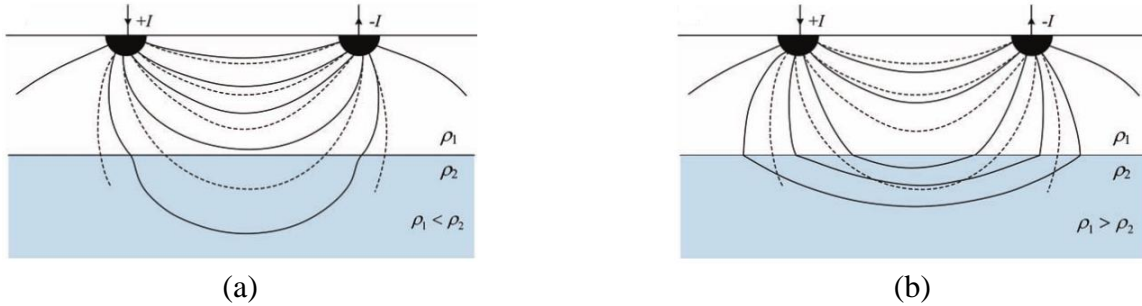


Figura 6.20. Distribuição da corrente em solo de duas camadas com: (a) coeficiente de reflexão positivo; e (b) coeficiente de reflexão negativo, reproduzido de [10].

A resposta do modelo a parâmetros distribuídos com solo equivalente uniforme segue a primeira curva, mas com uma superestimação de cerca de 83%. O custo computacional desse caso é exatamente o mesmo que o do modelo a parâmetros distribuídos com solo estratificado, não havendo ganho real, exceto uma resposta excessivamente conservadora para $k > 0$, o que pode induzir um projetista de LTs ou dutos ao erro e motivar gastos desnecessários com instalações e estruturas de mitigação sobredimensionadas.

A comparação entre as curvas 1, 4 e 5 da Figura 6.19 mostra o erro em que se incorre ao desconsiderar as dimensões físicas do eletrodo de aterramento nos cálculos. No modelo a parâmetros concentrados, a totalidade da corrente de falta é injetada em um único ponto do solo e decai com o inverso da distância, como ilustrado na Figura 6.21.

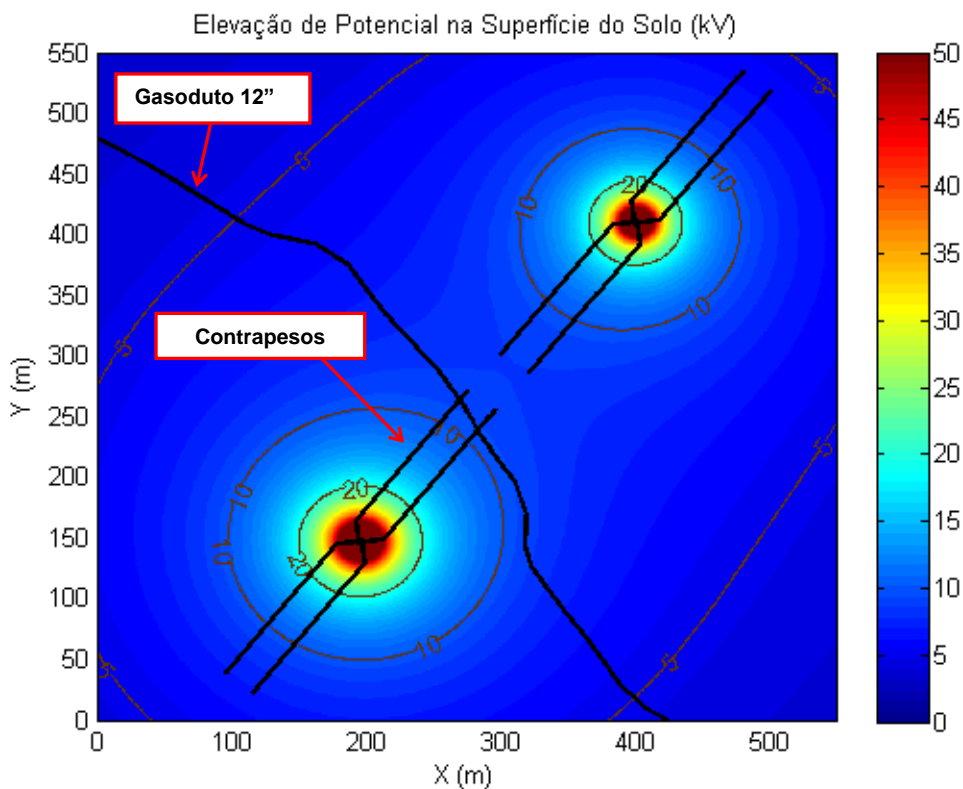


Figura 6.21. Elevação de potencial na superfície do solo pelo modelo a parâmetros concentrados, configuração original, com linhas equipotenciais.

Para casos em que o comprimento e geometria dos condutores de aterramento são significativos, o modelo a parâmetros concentrados não oferece nem sequer uma aproximação dos resultados reais. Ainda, as curvas 2 e 4 da Figura 6.19 atingem tensões de pico próximas de, respectivamente, 22 kV e 8 kV, valores inferiores ao limite de suportabilidade do revestimento da instalação interferida, pelo que poderia ser considerada isenta de riscos à sua integridade. Entretanto, a Tabela 6.8 e a curva 1 da Figura 6.19 mostram claramente o contrário.

A Tabela 6.9 e a Figura 6.22 reproduzem as mesmas comparações entre os diferentes modelos de cálculo, porém considerando a remoção dos contrapesos das torres adjacentes ao cruzamento (mitigação do estresse elétrico).

Tabela 6.9. Máxima elevação de potencial do solo para diferentes modelos de cálculo, após remoção dos contrapesos.

Curva	Modelo	Máxima GPR (kV)	Erro (%)
1	Parâmetros distribuídos, solo estratificado	10,0493	-
2	Parâmetros distribuídos, solo uniforme	3,8009	-62,1771
3	Parâmetros distribuídos, solo eq. uniforme	13,4349	+33,6893
4	Parâmetros concentrados, solo uniforme	5,4264	-46,0024
5	Parâmetros concentrados, solo eq. uniforme	19,2328	+91,3841

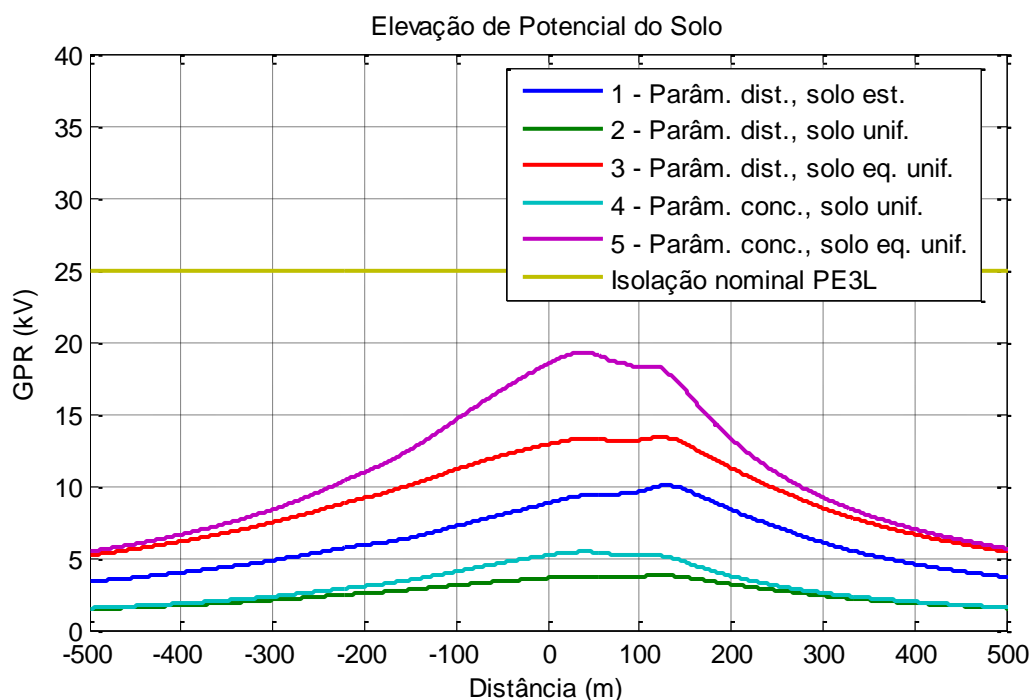


Figura 6.22. Respostas de diferentes modelos de cálculo da elevação de potencial do solo, após remoção dos contrapesos.

Para esse caso, o modelo a parâmetros distribuídos com solo equivalente uniforme se aproxima da resposta esperada, porém ainda com uma subestimação da ordem de 33%. Tal como no caso original, não se verifica ganho computacional que justifique a perda de precisão.

Todavia, para a situação em que os condutores contrapeso estão afastados do perfil de observação, o modelo a parâmetros concentrados com solo equivalente uniforme apresenta resposta mais conservadora que o modelo a parâmetros distribuídos com solo estratificado, com uma redução considerável na quantidade de operações matemáticas efetuadas. Se o afastamento entre a torre e a instalação interferida for suficientemente grande em relação ao maior comprimento contido no eletrodo de aterramento, é esperada uma maior aderência entre o modelo a parâmetros concentrados e o modelo a parâmetros distribuídos. Porém, a estratificação do solo deve ser corretamente introduzida nos cálculos, visto que em nenhuma das situações analisadas a consideração do solo uniforme retorna resultados satisfatórios, com subestimações superiores a 50%.

6.3.3 Estudo de caso – Simulação de uma malha de aterramento complexa

A Figura 6.23 representa um sistema de aterramento composto por cordoalhas de cobre nu, seção transversal #70 mm², dispostas em uma malha externa a 10 cm de profundidade e outra, interna, a 30 cm de profundidade, e hastes de cobre de comprimento 3 m e diâmetro 3/4", posicionadas verticalmente. O comprimento linear total da malha de aterramento equivale a 546,91 m. Os eixos na cor magenta, enumerados como 1 e 2, correspondem a dois perfis de observação, arbitrariamente escolhidos, e localizados na superfície do solo.

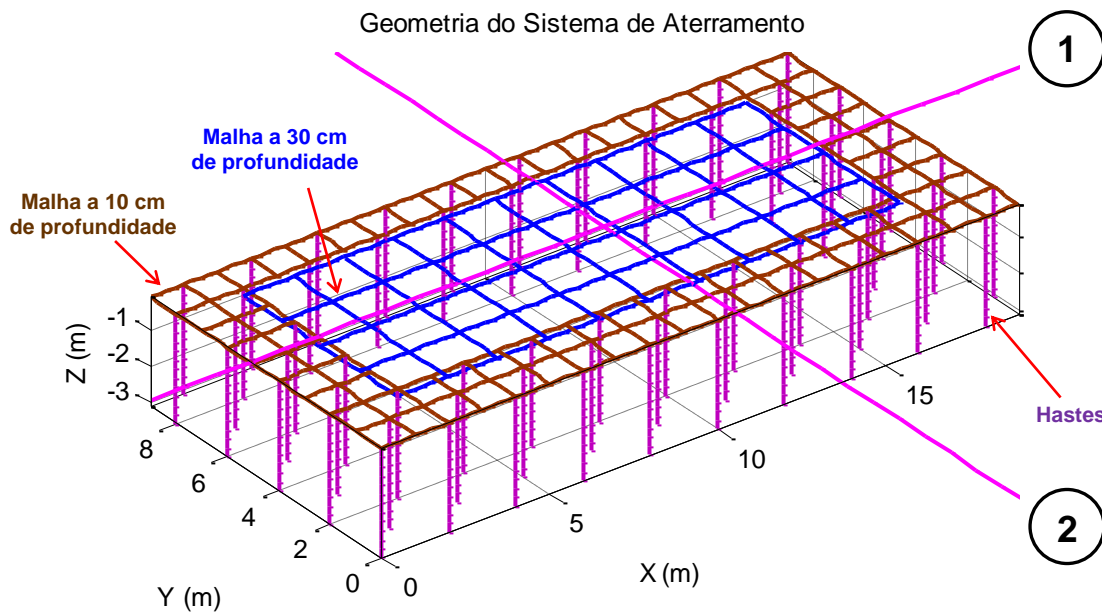


Figura 6.23. Vista em perspectiva do sistema de aterramento, cotas em metros.

Os parâmetros elétricos do solo são indicados na Tabela 6.10. A resposta da malha de aterramento para o nível de curto-circuito (franco) igual a 29 kA é sumarizada na Tabela 6.11. A distribuição das densidades lineares de corrente injetada no solo é apresentada na Figura 6.24.

Tabela 6.10. Resistividade elétrica do solo no local da malha de aterramento.

Estratificação do solo em duas camadas		
ρ_1	ρ_2	h
294,47 $\Omega.m$	167,6 $\Omega.m$	1,006 m

Tabela 6.11. Resistência, corrente imposta e GPR da malha de aterramento.

Método	R_g (Ω)	I_f (kA)	GPR (kV)
Proposto	3,9989	7,2520	28,9997
MALZ	4,6132	6,2863	28,9686
Erro (%)	13,3169%	15,3617%	0,1075%

A resistência da malha de aterramento é discrepante do resultado de referência, com um desvio da ordem 13%. Essa diferença concorda com as observações formuladas na seção 6.3.1, visto que os condutores modelados possuem comprimento linear total aproximadamente 500 vezes maior que no caso retratado na Figura 6.7 e a resistência série aumenta linearmente com o comprimento. Se a queda ôhmica nos

condutores é desprezada, é de se esperar que o erro entre o método equipotencial e o método mais realista, isto é, modelando a resistência própria dos cabos, aumente com o comprimento do condutor. Por resultar em resistências de aterramento menores, o modelo proposto é mais conservador, no sentido de que, em um evento de curto-circuito, as parcelas de corrente injetadas no solo e, conseqüentemente, impostas à instalação interferida, tendem a ser maiores, como a tabela acima demonstra.

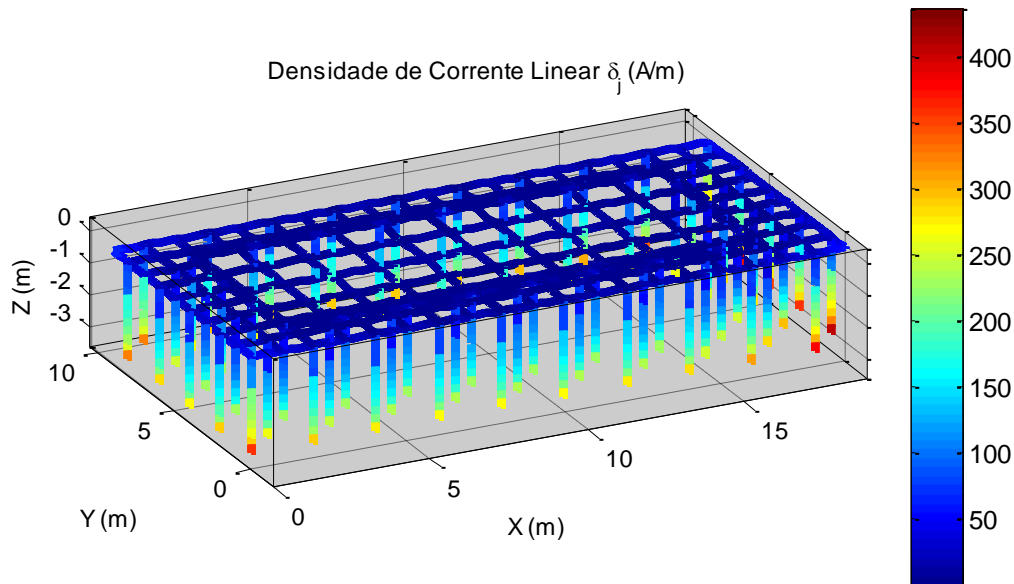


Figura 6.24. Densidades lineares de corrente injetada no solo pelos condutores da malha de aterramento.

A distribuição das correntes injetadas no solo pelos segmentos da malha concorda com as observações das seções precedentes, com as maiores densidades ocorrendo nas extremidades dos condutores. Ainda, as intensidades crescem com a profundidade (sentido negativo do eixo z), ficando evidente que a maior parcela da corrente imposta à malha é dispersada no solo pela camada profunda, que é a de menor resistividade.

As figuras 6.25, 6.26 e 6.27 contém, respectivamente, a elevação de potencial na superfície do solo, a distribuição das tensões de toque e a distribuição das tensões de passo ao longo dos perfis de observação 1 e 2, indicados na Figura 6.23.

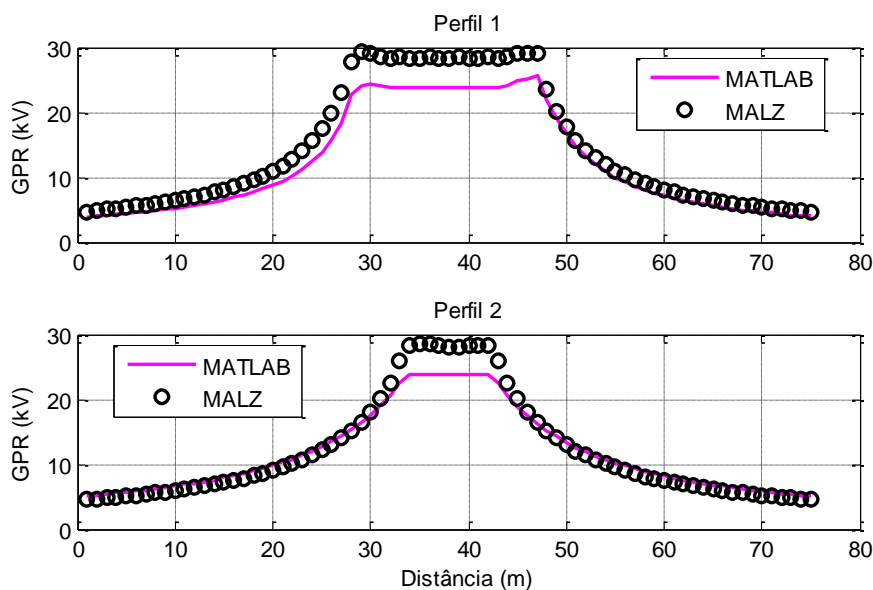


Figura 6.25. Elevação de potencial do solo nos perfis de observação.

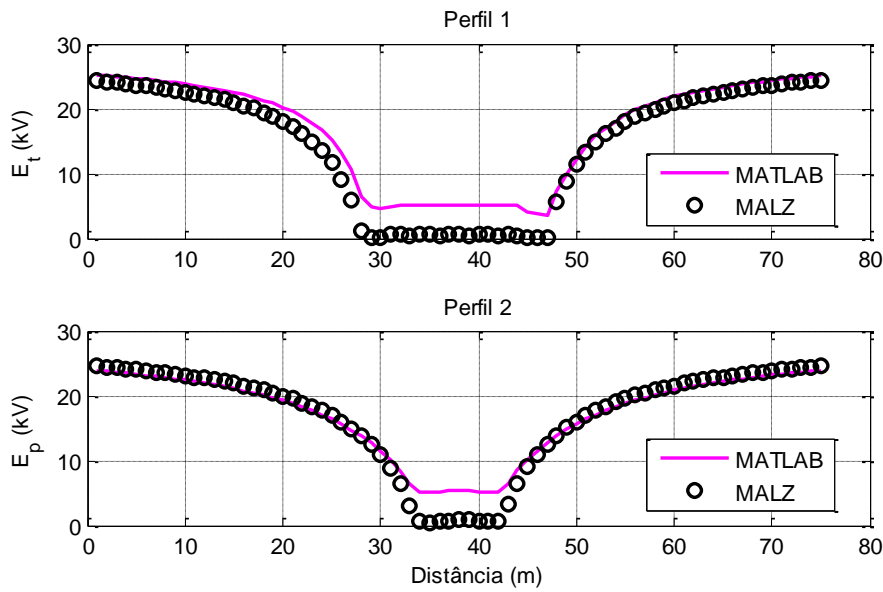


Figura 6.26. Distribuição das tensões de toque nos perfis de observação.

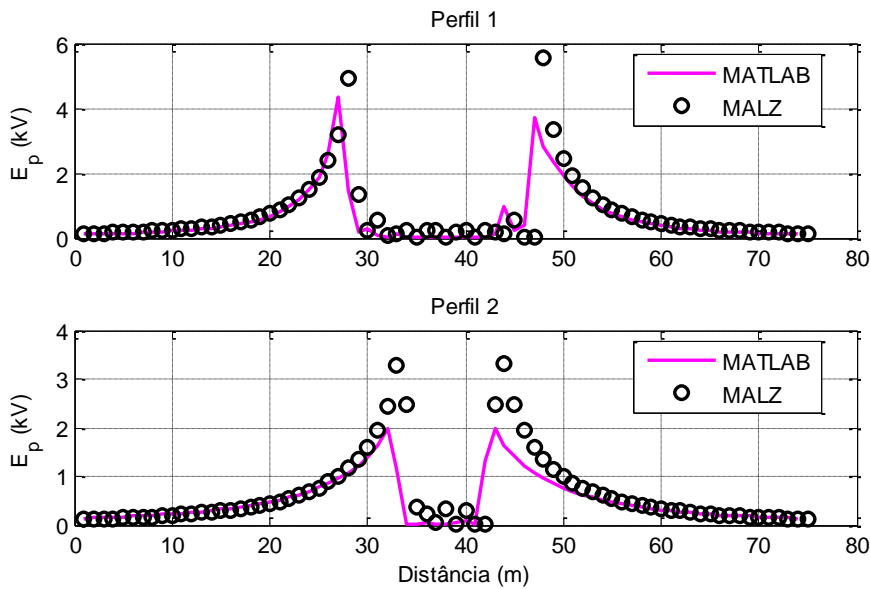


Figura 6.27. Distribuição das tensões de passo nos perfis de observação.

Para o modelo proposto, há uma subestimação da elevação de potencial do solo em relação ao modelo MALZ, embora as respostas em tensão de toque e passo sejam superestimadas. Essas discrepâncias são a propagação do erro na resistência de aterramento descrito na Tabela 6.11 e oferecem resultados mais conservadores para o modelo proposto, o que condiz com o fato de a corrente efetivamente imposta ao aterramento ser em torno de 15% superior ao caso calculado pelo MALZ.

As figuras 6.28, 6.29 e 6.30 mostram, respectivamente, a elevação de potencial do solo, a distribuição das tensões de toque e a distribuição das tensões de passo na região da malha de aterramento ao longo da superfície $z = 0$. São indicadas, em cada figura, as linhas equipotenciais, para referência.

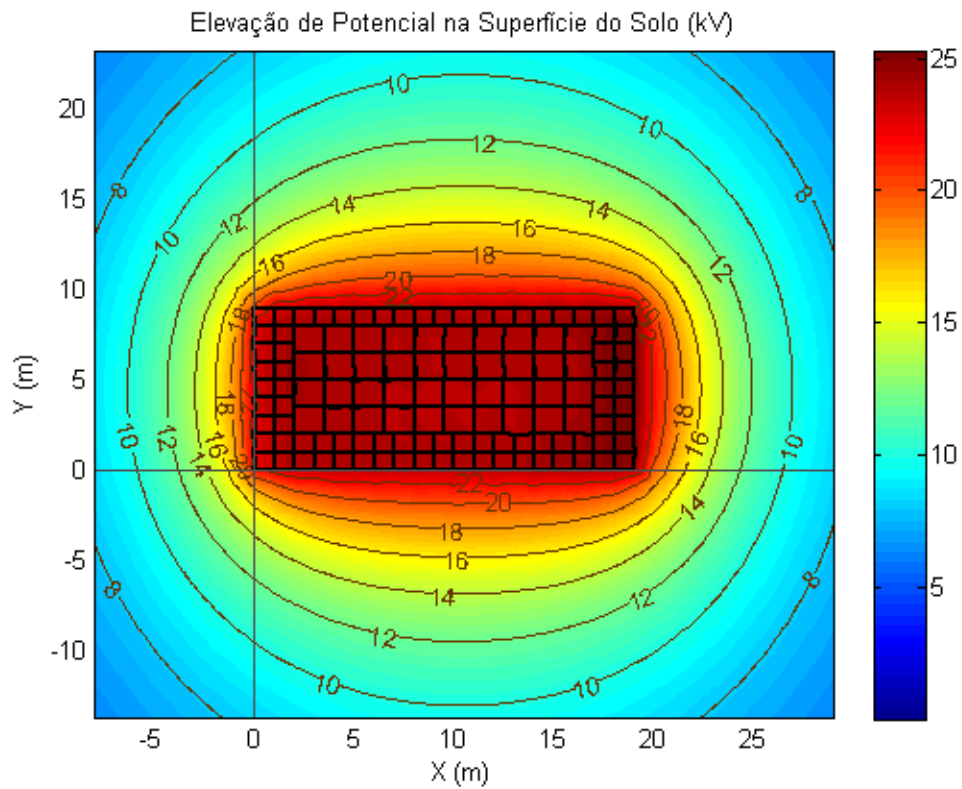


Figura 6.28. Elevação de potencial do solo na região da malha de aterramento, com linhas equipotenciais.

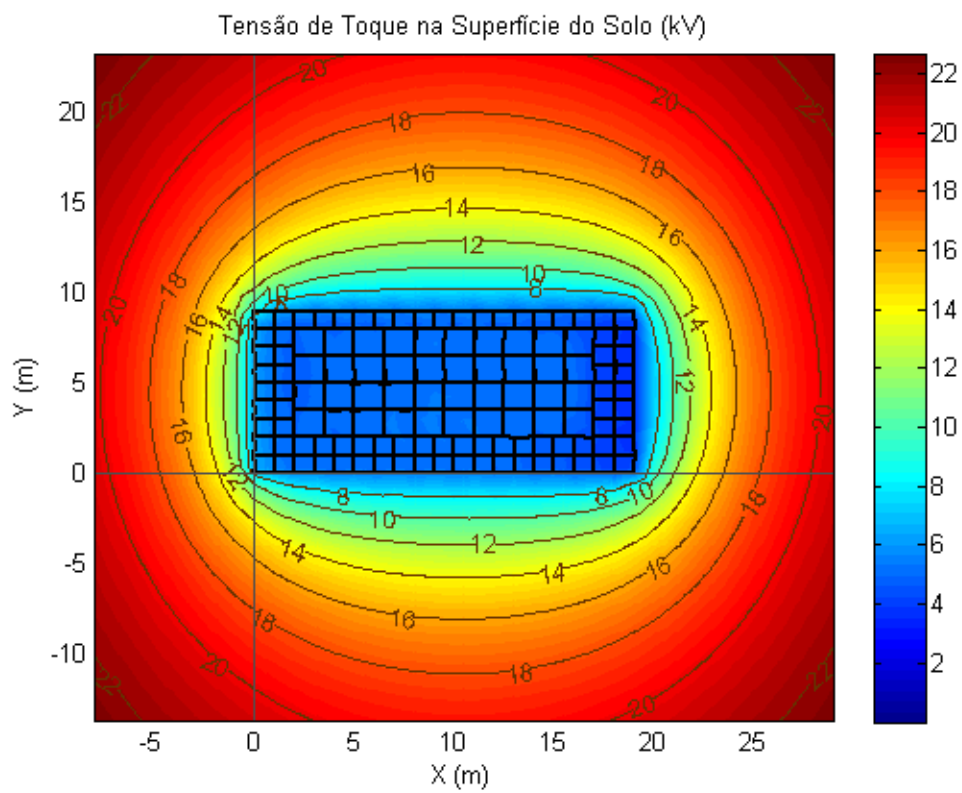


Figura 6.29. Distribuição das tensões de toque na região da malha de aterramento, com linhas equipotenciais.

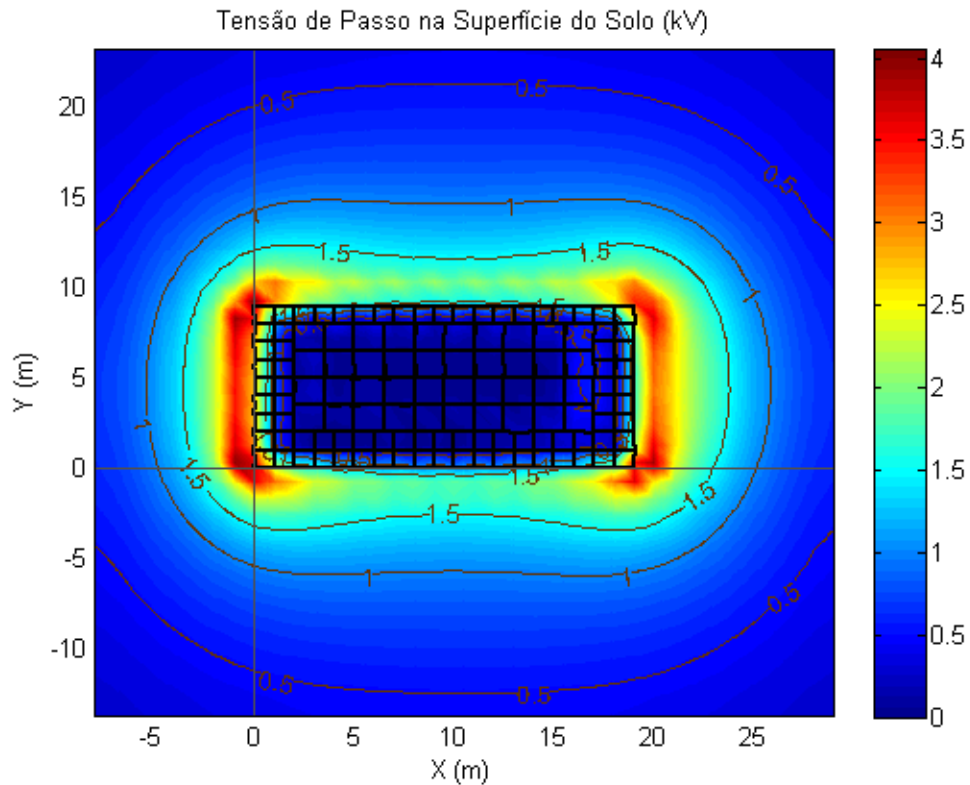


Figura 6.30. Distribuição das tensões de passo na região da malha de aterramento, com linhas equipotenciais.

A Tabela 6.12 resume os valores máximos de tensão de toque e passo na região da malha de aterramento. A Figura 6.31 contém os limiares de tensão suportáveis em função do tempo de exposição para o solo nu, isto é: desprovido de camada de recobrimento. As figuras 6.32 e 6.33 apresentam, respectivamente, os limites suportáveis de tensão de toque e passo em função do tempo de exposição, para camadas de recobrimento com 10 cm de espessura dos materiais listados na Tabela 2.4, em condições de amostra seca e amostra molhada.

Tabela 6.12. Tensões de toque e passo máximas na malha de aterramento.

E_t (kV)	E_p (kV)
22,6938	4,0587

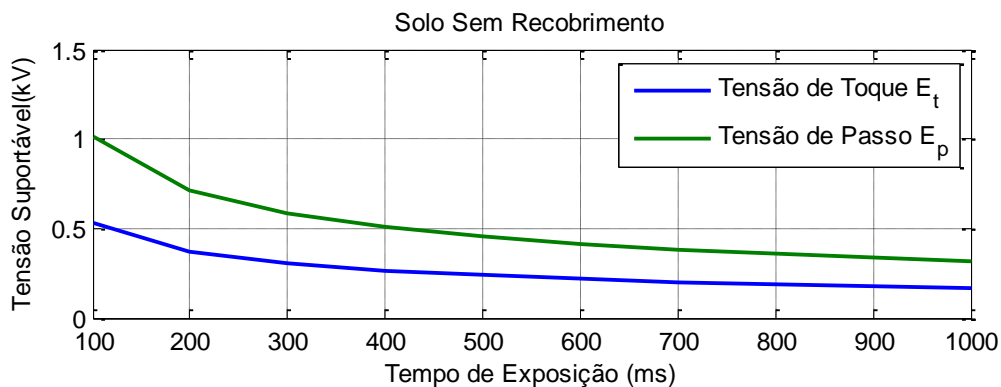


Figura 6.31. Limites de tensão de toque e passo suportáveis para condição de solo nu.

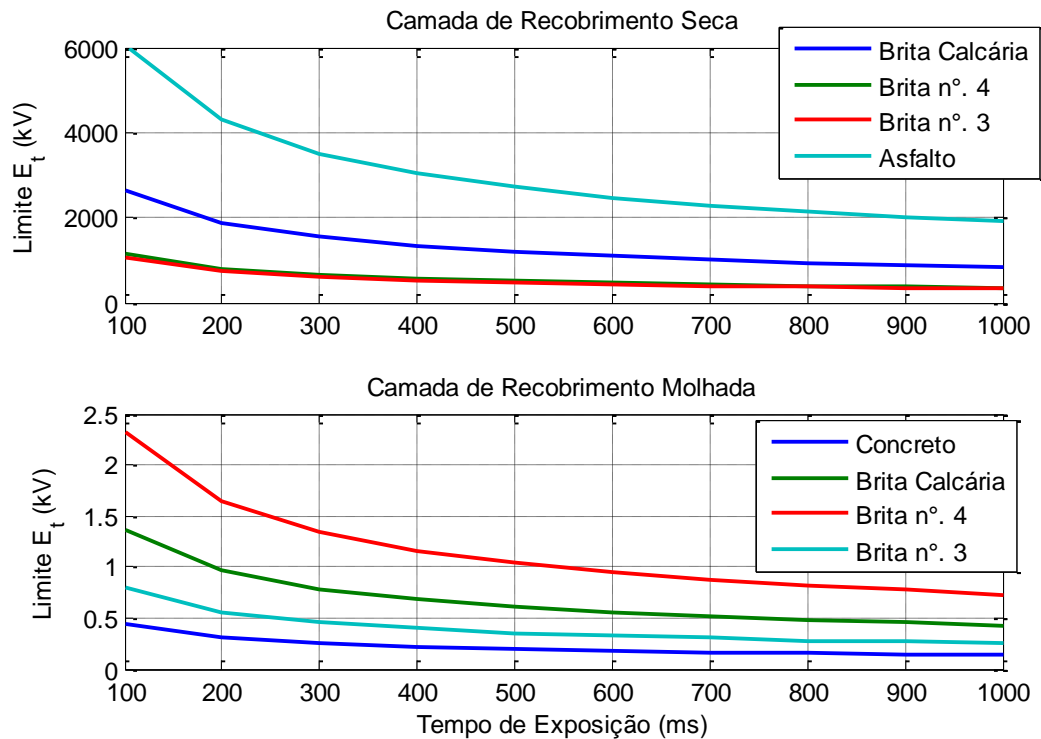


Figura 6.32. Limites de tensão de toque suportáveis para alguns materiais de recobrimento.

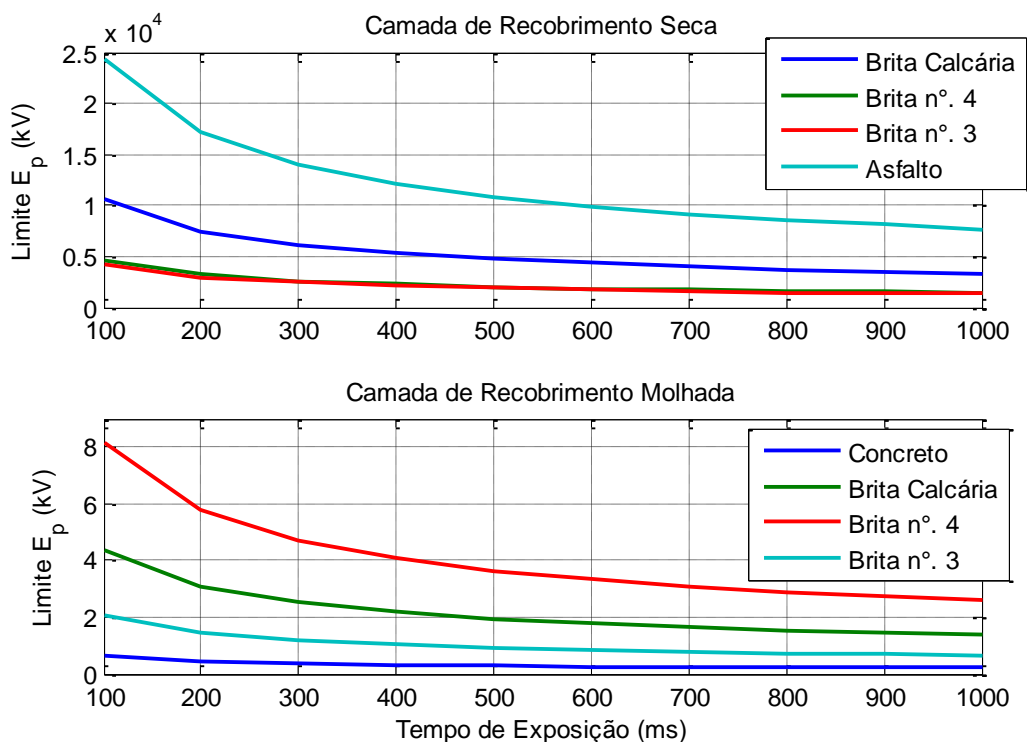


Figura 6.33. Limites de tensão de passo suportáveis para alguns materiais de recobrimento.

Visando à neutralização completa dos riscos decorrentes de tensão de toque e passo, a região da malha de aterramento projetada deve ser recoberta por uma camada de material com propriedades isolantes, sendo o asfalto o que apresenta o melhor desempenho geral, seco ou molhado. Muito cuidado deve ser tomado em locais recobertos com concreto, pois é um excelente isolante em condições de amostra seca, mas devido à porosidade do material, passa a se comportar como condutor quando molhado, resultando em limiares de tensão de segurança inferiores ao do próprio solo nu.

Esse último estudo de caso pode parecer divergir dos objetivos da dissertação, uma vez que o eletrodo de aterramento é posto em evidência e não se menciona tubulação interferida. Contudo, há que se considerar que aproximações entre tubulações metálicas e subestações de energia elétrica também são possíveis, especialmente em regiões urbanas e plantas industriais, sendo que as malhas de aterramento de subestações são caracterizadas por suas geometrias complexas. Portanto, os resultados mostram que o programa de cálculo desenvolvido apresenta resultados consistentes para combinações arbitrárias de condutores de aterramento horizontais e verticais, podendo ser aplicado, sem perda de precisão, para os casos de tubulações próximas de subestações.

6.3.4 Conclusões dos estudos de caso

O programa de cálculo proposto oferece resultados condizentes com outros *softwares* de simulação com características similares, tanto para geometrias simples, como malhas de aterramento mais complexas.

A distribuição das densidades lineares de corrente injetada no solo pelo eletrodo de aterramento não é uniforme e sua determinação se apresenta como a etapa mais crítica da rotina de cálculo. Esse parâmetro é muito sensível à quantidade de subdivisões dos condutores de aterramento e sujeito a instabilidades numéricas, em especial no caso em que o comprimento do segmento se aproxima do seu raio. Nessas condições, a matriz de resistências mútuas pode ser mal condicionada, não sendo possível garantir sua inversão precisa. Com isto, o programa converge para resultados matematicamente corretos, mas não necessariamente providos de sentido físico. No programa proposto, testes realizados com a matriz pseudo-inversa de Moore-Penrose fornecem uma aproximação satisfatória da resistência do aterramento, porém a distribuição das densidades de corrente permanece incongruente com a resposta esperada. O que se observa dos testes realizados para essa implementação é que, para manter a estabilidade e coerência física dos resultados, a menor subdivisão admissível é de cerca de quatro vezes o maior raio contido na malha. De uma maneira geral, e visando a um balanceamento do consumo computacional, para raios típicos dos condutores de aterramento comumente disponíveis no mercado, o modelo responde de forma aceitável quando os condutores são subdivididos em segmentos com 25 cm de comprimento.

O modelo de aterramento concentrado é impreciso quando a distância entre a fonte de falta e a estrutura interferida é grande se comparada à distância elétrica efetiva, isto é: a menor distância entre a extremidade do aterramento das torres e o ponto de observação. Esse desvio pode levar a julgamentos técnicos equivocados, com resultados insuficientes para assegurar a integridade das instalações e a segurança de pessoas. No caso de adotadas premissas conservadoras, com fatores de segurança elevados etc., as simulações podem conduzir a projetos caros e pouco eficientes, quando não inviáveis. Portanto, não se recomenda a adoção do modelo a parâmetros concentrados, nem sua aceitação, para estudos de casos complexos e/ou validação de projetos de mitigação. Para estes, estão disponíveis ferramentas confiáveis, consagradas pelo uso e validadas por meio de medições em campo.

Contudo, para um afastamento suficiente entre a fonte de falta e o ponto de observação, a resposta do modelo a parâmetros concentrados se aproxima do modelo a parâmetros distribuídos, desde que a estratificação do solo seja considerada nos cálculos, posto que a premissa de solo uniforme não retrata de maneira fidedigna o real comportamento da corrente elétrica injetada no solo. A camada profunda do solo desempenha uma função de especial relevância no modelo de cálculo, intensificando ou atenuando os potenciais escalares produzidos quando da injeção de corrente pelos condutores de aterramento. Para levar isso em consideração, a derivação de um modelo de solo equivalente uniforme, cujo procedimento é descrito em (3.6) é uma solução viável.

Dos resultados provenientes do modelo de aterramento distribuído, observa-se que a disposição espacial dos condutores de aterramento, assim como o modelo de estratificação do solo, são parâmetros diretamente determinantes da resposta das simulações de interferências por acoplamento condutivo, não podendo ser negligenciados.

6.4 SÍNTESE DO CAPÍTULO

Apresentou-se o problema do acoplamento condutivo entre LTs e instalações metálicas subterrâneas, produzido pela elevação do potencial escalar do solo adjacente à tubulação interferida, no caso de uma falta fase-terra na LT. Foram descritos e implementados os principais modelos de cálculo utilizados para

abordar a questão, quais sejam: o modelo de eletrodo a parâmetros concentrados em solo uniforme e o modelo de eletrodo a parâmetros distribuídos em solo estratificado. Os programas foram validados por meio da simulação de três casos distintos, em que a complexidade da geometria do eletrodo de aterramento foi progressivamente aumentada, e comparação com os resultados do *software* referência de mercado.

O primeiro estudo de caso foi utilizado para validação preliminar do esquema de cálculo da distribuição das correntes de falta ao longo dos condutores de aterramento, sendo avaliados, também, aspectos de estabilidade numérica do método implementado, tendo-se verificado grande sensibilidade ao número de subdivisões do eletrodo de aterramento.

O segundo estudo de caso consistiu na análise propriamente dita de um cruzamento entre uma LT aérea e uma tubulação subterrânea, em que se verificou de que forma os potenciais produzidos no solo pelos condutores de aterramento das torres, em condições de curto-circuito, são transferidos para a tubulação interferida. O papel da resistividade elétrica do solo na resposta, assim como a importância de se utilizar um modelo de cálculo representativo da geometria real dos sistemas de aterramento (parâmetros distribuídos) foram evidenciados por meio da comparação das respostas dos diferentes modelos de cálculo.

Finalmente, o último estudo de caso demonstrou que o programa desenvolvido é suficientemente robusto e numericamente estável, podendo ser aplicado ao estudo de interferências envolvendo configurações complexas de condutores de aterramento e, até mesmo, para o projeto de tais malhas. Ainda, foi exemplificado de que forma a aplicação de uma camada de material isolante sobre o solo contribui para o aumento dos limites de tensão suportáveis. Essa é uma solução viável para proteção contra o choque elétrico em ambientes de subestações, bem como para os casos em que a elevação de potencial do solo próximo a um equipamento conectado a uma tubulação interferida pode expor um trabalhador a tensões de toque ou passo perigosas.

7 CONCLUSÕES

Esta dissertação abordou os fenômenos de interferências eletromagnéticas entre linhas de transmissão de energia elétrica em alta tensão e tubulações metálicas subterrâneas, suas causas, riscos para pessoas, impactos sobre as instalações envolvidas e métodos de mitigação, problema que permanece atual e de grande relevância para a indústria, em vista de uma tendência crescente ao compartilhamento de faixas de servidão.

Foram estudados os principais mecanismos de acoplamento entre LTs e tubulações, quais sejam: indutivo, condutivo e capacitivo, com análises pormenorizadas dos parâmetros envolvidos em cada fenômeno, em especial o papel da resistividade elétrica do solo. Foi construído um conjunto de modelos matemáticos com o propósito de simular os acoplamentos citados e determinar as respostas em tensão e corrente no sistema interferido, denominado circuito vítima, considerando: geometrias arbitrárias, quaisquer números de condutores fase, para-raios, de aterramento e tubulações, bem como a estratificação em camadas e anisotropia do solo.

Como primeiro objetivo específico da dissertação (**Objetivo A**), construiu-se um programa para estratificação do solo em N camadas horizontais, a partir das medições de resistividade elétrica aparente, tendo como entradas os valores medidos e os espaçamentos entre eletrodos, e como saídas o número de camadas do solo, as resistividades e espessuras de cada camada. Para tanto, foi utilizado o método de Pirson para estimação do número de camadas e o método de Levenberg-Marquardt para ajuste entre os valores medidos e o modelo teórico, por meio da solução de um problema de mínimos quadrados. Em seguida, a solução foi otimizada por meio de um algoritmo genético. Além disso, foram expostas técnicas de uniformização do solo, visando à aplicação das equações clássicas de acoplamento ao modelo de N camadas.

O programa de estratificação do solo foi validado por meio do estudo dos casos contidos nos anexos B.1, B.2 e B.3 da norma ABNT NBR 7117, comparando-se os parâmetros do solo, erro quadrático normalizado e o tempo computacional para os resultados obtidos pelo método proposto, pelo método descrito na norma, em cada exemplo, e pelo método do máximo declive, empregado em grande parte dos *softwares* comerciais. Os resultados obtidos pelo método proposto apresentaram elevada correlação com os valores de resistividade aparente medidos, com erros substancialmente menores que os das técnicas de estratificação baseadas em curvas padrão e cálculo numérico de gradientes, bem como tempos computacionais razoáveis.

Estando resolvido o problema da resistividade do solo, como segundo objetivo específico da dissertação (**Objetivo B**), foi desenvolvido um programa de cálculo das forças eletromotrizes induzidas no metal da tubulação interferida, decorrentes do acoplamento indutivo, ou magnético. O método baseou-se na representação do sistema vítima como um circuito elétrico equivalente, em que cada célula π descreve um segmento de paralelismo virtual entre LT e a tubulação. As impedâncias próprias e mútuas entre condutores aéreos e o metal enterrado foram calculadas por meio da solução analítica em forma fechada da integral de Carson, por meio de uma transformação de variáveis, com precisão de ponto flutuante e sem problemas de convergência.

A validação da implementação do modelo de acoplamento indutivo se deu por meio do estudo de um caso hipotético simples e comparação dos resultados com os de um *software* comercial. Em seguida foi analisado um caso real, composto por uma tubulação e diversos cruzamentos e aproximações oblíquas com cinco LTs, totalizando 31 condutores envolvidos, e comparação dos resultados das simulações com medições dos potenciais CA executadas em campo. Os resultados obtidos concordaram com os de outros *softwares* de simulação com características similares e, também, com o perfil de medições realizadas em campo, tanto para configurações simples, como para geometrias de alta complexidade.

Sendo a sequência natural do estudo do acoplamento indutivo, e como terceiro objetivo específico do trabalho (**Objetivo C**), procedeu-se a uma discussão sobre a determinação de parâmetros de LTs em condições de interferências, uma vez que são de importância fundamental em aplicações de curto-circuito, proteção de sistemas elétricos e localização de faltas. Os parâmetros elétricos de linhas dependem fortemente do cálculo de impedâncias próprias e mútuas com caminho de retorno pela terra, sendo que a prática comum na indústria é baseada em uma série de simplificações matemáticas, que envolvem o uso

de fórmulas com domínio de validade restrito e a consideração do solo como um meio perfeitamente uniforme.

Foi desenvolvido um método aprimorado de cálculo das impedâncias de sequência positiva e zero de LTs, utilizando a solução analítica da equação de Carson, que se comprovou ser mais precisa, e os métodos de estratificação e uniformização do solo apresentados anteriormente. A validação se deu por meio da análise de um caso hipotético e comparação com os resultados da rotina *Line Constants*, do ATP, para situações em que os efeitos de interferências e da estratificação do solo foram desprezados ou considerados no modelo. Constatou-se que a presença de interferências, bem como da estratificação do solo, afeta significativamente as impedâncias de sequência zero da LT, não tendo sido verificada influência considerável nos parâmetros de sequência positiva. Ainda, confirmou-se que a resistividade elétrica da camada profunda do solo influencia de maneira mais significativa as respostas de acoplamento com caminho de retorno pela terra, como são os casos das impedâncias mútuas entre os condutores fase, para-raios e tubulações interferidas.

Motivado por essas observações, foram investigados os reflexos dos desvios nos parâmetros sequenciais de LTs em estudos de curto-circuito e de algoritmos localizadores de faltas baseados nos métodos da Reatância, Takagi e Takagi modificado. As divergências entre os valores das correntes de curto-circuito, da ordem de algumas centenas de ampères, ocorreram apenas para faltas fase-terra, o que condiz com o esperado, visto que apenas os parâmetros da LT de sequência zero apresentaram desvios quando consideradas ou não as condições de interferência e de solo estratificado. O desempenho dos algoritmos de localização de faltas avaliados foi prejudicado quando incluída a presença da tubulação nas proximidades da LT, bem como do solo estratificado, com erros de localização da ordem de algumas dezenas de quilômetros, podendo ocasionar erros de dimensionamento de dispositivos de proteção ou, ainda, na ocorrência de uma falta, implicar em tempos maiores para determinação dos pontos da linha serem reparados, comprometendo sua operação.

Os estudos de acoplamento indutivo e de parâmetros de linhas evidenciaram o fato, ainda muito ignorado na indústria, de que a interferência de natureza eletromagnética entre uma LT e uma tubulação é um fenômeno recíproco, isto é: a LT interfere, mas também é interferida. A tubulação metálica é interferida, mas também interfere.

Finalmente, como quarto e último objetivo específico deste trabalho (**Objetivo D**), foi implementado um programa de cálculo para simulação de malhas de aterramento elétrico constituídas por configurações arbitrárias de condutores horizontais e verticais, com modelagem a parâmetros distribuídos e considerando a estratificação do solo em camadas horizontais. O procedimento de cálculo utilizado foi o da Segmentação-Integração, com potenciais escalares no meio estratificado obtidos pelo método das Imagens Complexas, assumindo os condutores como uma superfície equipotencial, ou seja: desprezando as resistências próprias dos condutores de aterramento. O programa foi testado e validado por meio de três estudos de caso, crescentes em complexidade, nos quais os resultados foram comparados com os do *software* comercial MALZ e se mostraram satisfatórios. O desvio entre os resultados obtidos e os do modelo MALZ são explicados, fundamentalmente, pelo fato deste último levar em consideração a queda ôhmica nos condutores. Por esse motivo, os resultados obtidos foram mais conservadores que os do *software* de referência, com resistências de aterramento menores e, em consequência, maiores níveis de corrente de falta impostos à malha de terra.

A determinação da distribuição das correntes injetadas no solo ao longo dos condutores do eletrodo de aterramento foi considerada a etapa mais sensível do programa de cálculo, sujeita a imprecisões e instabilidade numérica, no caso da escolha descuidada do total de subdivisões dos condutores da malha. Essas imprecisões e instabilidades levaram a resultados matematicamente corretos, mas sem sentido físico real. Por tentativa e erro, verificou-se que o comprimento mínimo dos segmentos para que não se perca a coerência dos resultados é de cerca de quatro vezes o maior raio contido na malha. De maneira geral, para as simulações realizadas nesse trabalho, com cordoalhas e hastes com dimensões disponíveis no mercado, a subdivisão em segmentos de 25 cm convergiu para resultados razoáveis.

Foram realizadas comparações entre os modelos de cálculo a parâmetros distribuídos e a parâmetros concentrados, em condições de solo estratificado, solo uniforme e solo equivalente uniforme. A condição de solo uniforme apresentou resultados subestimados para os dois modelos de cálculo avaliados, reafirmando o que se observou nos estudos de acoplamento indutivo e de cálculo de parâmetros de LTs: a estratificação do solo, em especial a resistividade elétrica da camada profunda, determina diretamente

as respostas de problemas envolvendo o fluxo de corrente elétrica pelo solo, não podendo ser desprezada. O modelo de solo equivalente uniforme, que já havia se mostrado uma abordagem viável para os problemas de acoplamento indutivo e parâmetros de LTs, se demonstrou válido, também, para os estudos de acoplamento condutivo, viabilizando o uso das equações clássicas de elevação de potencial do solo sem perda significativa de precisão, desde que considerados os efeitos da geometria do eletrodo de aterramento e os limites de validade do modelo a parâmetros concentrados.

O modelo a parâmetros concentrados se mostrou impreciso para os casos em que a estrutura de aterramento está posicionada em relação ao ponto de observação com afastamentos da ordem do maior comprimento contido na malha, podendo conduzir a análises de risco equivocadas e, conseqüentemente, ao dimensionamento inadequado de projetos de aterramento ou estruturas de mitigação. Quando o risco é subdimensionado por falha de simulação, atenta-se contra a integridade de pessoas e instalações. Por outro lado, se a imprecisão intrínseca ao modelo é compensada por coeficientes de segurança, cálculos pelo pior caso etc., o modelo é superdimensionado e resulta em projetos caros e pouco eficientes, ou mesmo inviáveis, técnica e economicamente. Contudo, para o caso em que o ponto de injeção da corrente de falta e o ponto de observação foram suficientemente afastados, o modelo a parâmetros concentrados convergiu para uma resposta equivalente à do modelo a parâmetros distribuídos, sugerindo que o modelo a parâmetros concentrados pode ser útil, conquanto que se conheça seu domínio de validade e as especificidades do problema em foco.

Cabe observar, ainda, que o erro na resistência ao se admitir o eletrodo de aterramento como uma estrutura equipotencial mostrou tendência crescente com o aumento do comprimento linear total da malha. Os desvios verificados foram da ordem de 8 a 13%, indicando que essa premissa deve ser reformulada caso se busque a construção de um modelo generalizado e independente das dimensões da malha.

Foram analisadas algumas possíveis técnicas de mitigação de impactos causados por acoplamento condutivo na instalação interferida, em especial o remanejamento de condutores de aterramento e o recobrimento do solo com materiais isolantes. A primeira solução efetivamente reduziu o estresse elétrico sobre a instalação interferida, o que se demonstrou por meio de simulação da nova configuração do aterramento. O recobrimento do solo é uma solução complementar à primeira, uma vez que não modifica as tensões resultantes, mas cria condições para convivência segura com os níveis potencialmente elevados de tensão de toque e passo.

Esta dissertação demonstrou de maneira inequívoca a importância de se utilizar ferramentas computacionais precisas no desenvolvimento de projetos envolvendo linhas de transmissão de energia elétrica, dutos metálicos e sistemas de aterramento, assim como análises de curto-circuito, dimensionamento e calibração de dispositivos de proteção e localização de faltas em LTs. Da mesma forma, ficou comprovada a necessidade de assegurar a confiabilidade das informações adquiridas em campo, especialmente as medições de resistividade elétrica do solo e o levantamento cadastral de interferências com as instalações de interesse. A omissão, nesses casos, conduz a erros graves de sub ou sobredimensionamento das instalações, consideradas críticas e com elevadas classificações de risco pessoal, operacional e patrimonial/financeiro. Em última análise, este trabalho evidenciou a responsabilidade ética, técnica, civil e criminal dos profissionais incumbidos da realização e validação de tais projetos e estudos, sem detrimento da viabilidade técnica e econômica.

Por fim, o trabalho desenvolveu quatro principais temas, individualmente distintos e completos em si, mas mutuamente relacionados no problema de interferências, de modo que há muitas possibilidades de aprimoramento e desenvolvimento futuro. Como tópicos de particular interesse pelo autor, pode-se citar:

- Melhoria do desempenho computacional, com reestruturação dos códigos desenvolvidos, implementando técnicas de paralelização e aceleração por GPGPU, e substituindo, onde possível, os laços tipo *for* por estruturas vetorizadas. Nas funções em que os laços tipo *for* não puderem ser substituídos, pode-se considerar o uso da linguagem C/C++ e compilar partes do programa como bibliotecas compartilhadas (arquivos .dll), que podem ser incorporadas ao programa principal.
- Construção de uma interface gráfica e integradora dos diversos programas de cálculo (resistividade do solo, acoplamento indutivo, acoplamento condutivo, parâmetros de LT, curto-circuito etc.), produzindo arquivos de dados de entrada/saída e permitindo o reaproveitamento dos resultados de um módulo como parâmetros de entrada de outro.
- Melhoria do método de estimação dos parâmetros iniciais do solo estratificado, utilizando técnicas baseadas em convoluções.

- Melhoria da convergência do algoritmo de Levenberg-Marquardt aplicado à estratificação do solo, fornecendo explicitamente a matriz Jacobiana do sistema como parâmetro de entrada do programa de cálculo utilizado para solução de problemas de mínimos quadrados.
- Substituição das técnicas de uniformização do solo por modelos baseados no método dos Elementos Finitos, tanto para os cálculos de impedâncias mútuas como para elevação de potencial do solo. Com isto pretende-se possibilitar a simulação de modelos ainda mais complexos e realistas, incluindo solos estratificados em camadas verticais ou compostos por volumes finitos com resistividades definidas, como é o caso de formações rochosas no subsolo ou, ainda, estruturas ou camadas de concreto, bentonita e outros materiais.
- Reformulação do modelo de cálculo de acoplamento condutivo, revendo a premissa de que o sistema de aterramento é um eletrodo equipotencial, com a introdução das resistências e indutâncias intrínsecas dos condutores nos cálculos, visando à simulação de sistemas de aterramento de grandes dimensões, como, por exemplo, a cordoalha contínua comumente instalada no fundo da vala de LTs subterrâneas, que pode chegar a alguns quilômetros de comprimento.
- Implementação dos cálculos de acoplamento capacitivo, inclusive em função da variação dos parâmetros do solo com a frequência, visando à execução de estudos envolvendo tubulações aéreas, bem como o aprimoramento dos métodos de cálculo das admitâncias *shunt* de LTs.
- Implementação de métodos para determinação da distribuição das correntes de retorno pelos para-raios em condições de curto-circuito.
- Modelagem matemática das técnicas de mitigação expostas no item 2.6, em especial a presença de eletrodos de aterramento conectados à tubulação interferida.
- Estudo das variações sazonais da resistividade do solo e influência sobre seus parâmetros estratificados, com posterior construção de uma malha de aterramento para testes e validação, por meio de medições, dos métodos de cálculo de acoplamento condutivo desenvolvidos.
- Estudo dos efeitos da presença de interferências e solo estratificado sobre outros algoritmos de localização de faltas, inclusive os de dois terminais e o método das ondas viajantes.
- Execução de testes de desempenho de algoritmos de proteção de LTs sob condições de interferências e solo estratificado, em especial a função de proteção de distância.
- Modelagem, no ATP, de LTs considerando as variações da resistividade elétrica do solo ao longo do trajeto da LT e investigação das influências sobre correntes de curto-circuito, localizadores de faltas etc.
- Construção, no ATP, do circuito representativo da tubulação interferida para análise transitória dos efeitos de acoplamento desenvolvidos neste trabalho, com o objetivo de se realizar estudos envolvendo descargas atmosféricas. Para tanto, pode-se utilizar as rotinas, já desenvolvidas, de subdivisão e cálculo de impedâncias do circuito vítima, e o módulo TACS do ATP para modelagem das fontes virtuais de *fem*. Pode-se implementar um programa para construção do cartão do ATP, imprimindo os comandos apropriados e os valores numéricos para um arquivo texto a ser processado posteriormente pelo programa ou, ainda, para o cálculo direto das respostas no domínio do tempo.
- Modelagem de LTs subterrâneas para realização de cálculos de seus parâmetros elétricos, estudos de curto-circuito e de acoplamento indutivo.

REFERÊNCIAS

- [1] IEEE, “Std 80-2000 - IEEE Guide for Safety in AC Substation Grounding.” pp. 1–202, 2000.
- [2] WG-36.02, “Publication n. 95 - Guide on the Influence of High Voltage AC Power Systems on Metallic Pipelines.” CIGRÉ, Paris, pp. 1–135, 1995.
- [3] E. Whelan, J.M; Hanratty, B.; Morgan, “Earth Resistivity in Ireland,” in *CDEGS Users’ Group*, 2010, pp. 155–164.
- [4] ABNT, “NBR 7117 - Medição da Resistividade e Determinação da Estratificação do Solo.” pp. 1–72, 2012.
- [5] ANP, “Resolução ANP nº 6 de 03/02/2011 - Regulamento Técnico de Dutos Terrestres para Movimentação de Petróleo, Derivados e Gás Natural - RTDT.” 2011.
- [6] J. J. LaForest *et al.*, *Transmission Line Reference Book, 345 kV and Above*, Second. Electric Power Research Institute, 1982.
- [7] Task Group 327 and NACE International, “Publication 35110: AC Corrosion State-of-the-Art : Corrosion Rate , Mechanism , and Mitigation Requirements,” no. 24242, pp. 1–60, 2010.
- [8] J. R. Carson, “Wave Propagation in Overhead Wires with Ground Return,” *Bell Syst. Tech. J.*, vol. 5, pp. 539–554, 1926.
- [9] J. Zou *et al.*, “Numerical Green ’ s Function of a Point Current Source in Horizontal Multilayer Soils by Utilizing the Vector Matrix Pencil Technique,” vol. 40, no. 2, pp. 730–733, 2004.
- [10] J. He, R. Zeng, and B. Zhang, *Methodology and Technology for Power System Grounding*. 2012.
- [11] R. D. Southey and F. P. Dawalibi, “Improving the Reliability of Power Systems with More Accurate Grounding System Resistance Estimates,” *Proceedings. Int. Conf. Power Syst. Technol.*, vol. 4, pp. 98–105, 2005.
- [12] A. Martins Júnior, P. C. Teixeira Oliveira, and A. C. Valente, “Avaliação de Modelos Computacionais para Simulação do Sistema de Aterramento de Torres de Transmissão e Cálculo da Tensão de Stress Imposta ao Revestimento Isolante de Tubulações Enterradas,” in *XXIII Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica - SNPTEE*, 2015, pp. 1–9.
- [13] Y. L. Chow, J. J. Yang, and G. E. Howard, “Complex Images for Electrostatic Field Computation in Multilayered Media,” *IEEE Trans. Microw. Theory Tech.*, vol. 39, no. 7, pp. 1120–1125, 1991.
- [14] R. Djekidel and D. Mahi, “Capacitive Interferences Modeling and Optimization between HV Power Lines and Aerial Pipelines,” *Int. J. Electr. Comput. Engineering*, vol. 4, no. 4, pp. 486–497, 2014.
- [15] J. I. R. I. Dabkowski and A. Taflove, “Mutual Design Considerations for Overhead AC Transmission Lines and Gas Transmission Pipelines Volume 1: Engineering Analysis.” pp. 1–511, 1978.
- [16] IEC, “Publication 60479-1 - Effects of Current Passing Through the Human Body.” 1984.
- [17] ABNT, “NBR 15751 - Sistemas de Aterramento de Subestações - Requisitos.” pp. 1–53, 2009.
- [18] NACE, “SP0177-2007 - Mitigation of Alternating Current and Lightning Effects on Metallic Structures and Corrosion Control Systems,” vol. 2007, no. 21021. pp. 1–25, 2007.
- [19] ABNT, “NBR ISO 15589-1 - Indústria do Petróleo e Gás Natural - Proteção Catódica para Sistemas de Transporte de Dutos - Parte 1: Dutos Terrestres.” pp. 1–46, 2011.
- [20] H. J. Sowade, “Study of Risks for Pipelines Resulting from High Voltage Systems and Overhead Lines Ground Electrodes,” *ELEKTRI*, vol. 75, no. 19, pp. 603–610, 1975.
- [21] S. Bass, R. M., Dawalibi, F. P., Li, Y., Fortin, S., Zhou, “Investigation of AC Leakage Current Density in Electrically Heated Subsea Pipelines as a Function of Pipeline Parameters,” in

- CDEGS Users' Group*, 2013, pp. 292–303.
- [22] C. F. Dalziel and W. R. Lee, "Reevaluation of Lethal Electric Currents," *IEEE Trans. Ind. Gen. Appl.*, vol. IGA-4, no. 5, pp. 467–476, 1968.
- [23] CENELEC, "EN 50443-2011 - Effects of Electromagnetic Interference on Pipelines Caused by High Voltage AC Electric Traction Systems and/or High Voltage AC Power Wupply Systems." pp. 1–32, 2011.
- [24] A. Martins Júnior, J. P. Klausing Gervásio, and D. Torres Filho, "Estudo de Corrosão por Correntes Alternadas (AC) em uma Linha de Transporte de Gás," in *INTERCORR*, 2014, pp. 1–12.
- [25] CEFRACOR, "Recommendation PCRA 004 - Recommendations for the Compatibility of Grounding and Cathodic Protection." pp. 1–8, 2005.
- [26] PETROBRAS, "N-2608 - Retificadores para Proteção Catódica." pp. 1–15, 1998.
- [27] W. Vukonich, R. D. Southey, and F. P. Dawalibi, "Recent Advances in the Mitigation of AC Voltages Occurring in Pipelines Located Close to Electric Transmission Lines," *Trans. Power Deliv.*, vol. 9, no. 2, pp. 1090–1097, 1994.
- [28] J. I. R. I. Dabkowski and A. Taflove, "Mutual Design Considerations for Overhead AC Transmission Lines And Gas Transmission Pipelines Volume 2: Prediction and Mitigation Procedures." pp. 1–186, 1978.
- [29] J. M. Kindermann, G. ; Campagnolo, *Aterramento Elétrico*, 3ª. Porto Alegre / RS, 1995.
- [30] E. Mombello, O. Trad, J. Rivera, and A. Andreoni, "Two-layer soil model for power station grounding system calculation considering multilayer soil stratification," *Electr. Power Syst. Res.*, vol. 37, no. 1, pp. 67–78, 1996.
- [31] F. Dawalibi and C. Blattner, "Earth Resistivity Measurement Interpretation Techniques," *IEEE Trans. Power Appar. Syst.*, vol. PAS-103, no. 2, pp. 374–382, 1984.
- [32] J. Ma, F. P. Dawalibi, and R. D. Southey, "On the Equivalence of Uniform and Two-Layer Soils to Multilayer Soils in the Analysis of Grounding Systems," *IEE Proc. - Gener. Transm. Distrib.*, vol. 143, no. 1, pp. 49–55, 1996.
- [33] D. A. Tsiamitros, G. K. Papagiannis, P. S. Dokopoulos, and A. O. L. Arrangement, "Homogenous Earth Approximation of Two-Layer Earth Structures: An Equivalent Resistivity Approach," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 22, no. 1, pp. 658–666, 2007.
- [34] T. Takahashi and T. Kawase, "Analysis of Apparent Resistivity in a Multi-Layer Earth Structure," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 5, no. 2, pp. 604–612, 1990.
- [35] A. G. L. Furlan, "Estudo de Interferências Eletromagnéticas entre Linhas de Transmissão e Dutos Enterrados," Universidade Federal de Santa Catarina, 2015.
- [36] S. Chapra C., *Métodos Numéricos Aplicados com MATLAB® para Engenheiros e Cientistas*, 3a Ed. 2013.
- [37] B. Boulet, *Fundamentals of Signals and Systems*. 2005.
- [38] B. Zhang, X. Cui, L. Li, and J. He, "Parameter Estimation of Horizontal Multilayer Earth by Complex Image Method," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 20, no. 2 II, pp. 1394–1401, 2005.
- [39] J. L. del Alamo, "A Comparison Among Eight Different Techniques to Achieve an Optimum Estimation of Electrical Grounding Parameters in Two-Layered Earth," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 8, no. 4, pp. 1890–1899, 1993.
- [40] J. Nocedal and S. Wright, *Numerical Optimization*, 2nd ed. Springer, 2006.
- [41] IEEE, "IEEE Std 754 - IEEE Standard for Floating-Point Arithmetic," vol. 2008, no. August. 2008.
- [42] W. P. Calixto, L. M. Neto, M. Wu, H. Barbosa, M. Filho, and K. Yamanaka, "Algoritmo Genético Aplicado a um Método de Prospecção Geoeletrico," no. 1, pp. 1–8.

- [43] R. Coelho, Rooney, Pontes, “Análise da Norma NBR-7117 Baseado na Estratificação Otimizada do Solo a Partir do Algoritmo de Sunde e Algoritmos Genéticos,” pp. 1–5, 1990.
- [44] I. F. Gonos and I. a. Stathopoulos, “Estimation of Multilayer Soil Parameters Using Genetic Algorithms,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 20, no. 1, pp. 100–106, 2005.
- [45] Mitchell Melanie, *An Introduction to Genetic Algorithms*, vol. 1, no. 3. The MIT Press, 1998.
- [46] SES, “SES Engineering Guide - A Simple AC Total Interference Mitigation Study Using SES Software.” Safe Engineering Services & technologies ltd., Laval, Quebec, CA, p. 199, 2014.
- [47] International Telecommunication Union, “Directives Concerning the Protection of Telecommunication Lines Against Harmful Effects from Electric Power and Electrified Railway Lines.” Geneva, 1989.
- [48] G. K. Papagiannis, D. a Tsiamitros, D. P. Labridis, S. Member, and P. S. Dokopoulos, “A Systematic Approach to the Evaluation of the Influence of Multilayered Earth on Overhead Power Transmission Lines,” vol. 20, no. 4, pp. 2594–2601, 2005.
- [49] G. Deri, A., Tevan, “The Complex Ground Return Plane - A Simplified Model for Homogeneous and Multi-Layer Earth Return,” no. August, pp. 31–32, 1981.
- [50] G. Lucca, “Mutual Impedance between an Overhead and a Buried Line with Earth Return,” in *Proc. Int. Electr. Eng. 9th Int. Conf. EMC*, 1994, no. 1, pp. 80–86.
- [51] A. Ametani, T. Yoneda, Y. Baba, and N. Nagaoka, “An Investigation of Earth-Return Impedance Between Overhead and Underground Conductors and Its Approximation,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 51, no. 3, pp. 860–867, 2009.
- [52] T. Theodoulidis, “On the Closed-Form Expression of Carson’s Integral,” *Period. Polytech. Electr. Eng.*, vol. 59, no. 1, pp. 26–29, 2015.
- [53] W. E. Boyce and R. C. DiPrima, *Elementary Differential Equations and Boundary Value Problems*. 2012.
- [54] R. M. Aarts and A. J. E. M. Janssen, “Approximation of the Struve Function H_1 Occurring in Impedance Calculations,” *J. Acoust. Soc. Am.*, vol. 113, no. 5, pp. 2635–2637, 2003.
- [55] M. Abramowitz and I. A. Stegun, *Handbook of Mathematical Functions with Formulas, Graphs, and Mathematical Tables*, vol. 1, no. 9. 1970.
- [56] H. L. Seneff, “Study of the Method of Geometric Mean Distances Used in Inductance Calculations,” 1947.
- [57] ABNT, “NBR 15221-1 - Tubos de Aço - Revestimento Anticorrosivo Externo - Parte 1 - Polietileno em Três Camadas.” pp. 1–32, 2015.
- [58] A. Dierks and M. Krüger, “Accurate Calculation And Physical Measurement of Transmission Line Parameters to Improve Impedance Relay Performance,” in *Power Engineering Society Inaugural Conference and Exposition in Africa*, 2005, no. July, pp. 11–15.
- [59] X. Tangsheng, W. Li, Z. Song, Z. Linlin, K. Jin, and C. Wei, “Study on Online Calculation Method of Transmission Line Parameters,” in *11th IET International Conference on Developments in Power Systems Protection (DPSP 2012)*, 2012, vol. 2, no. 2, pp. 3–6.
- [60] S. Das, S. Santoso, A. Gaikwad, and M. Patel, “Impedance-based Fault Location in Transmission Networks: Theory and Application,” *IEEE Access*, vol. 2, pp. 537–557, 2014.
- [61] J. J. Grainer and W. Stevenson, *Power System Analysis*. 1994.
- [62] M. Venkatasubramanian and K. Tomsovic, *Power System Analysis*, 2nd ed. 2005.
- [63] J. B. Gertrudes, “Influência da Dependência de Parâmetros do Solo com a Frequência na Modelagem de Linhas Aéreas de Transmissão: Caso de Condutor Único,” *Rev. Control. Automação*, vol. 22, no. 5, pp. 506–522, 2011.
- [64] S. Stefanescu, C. Schlumberger, and M. Schlumberger, “Sur la distribution électrique potentielle autour d’une prise de terre ponctuelle dans un terrain à couches horizontales, homogènes et

- isotropes,” *J. Phys. le Radium*, vol. 1, pp. 132–140, 1930.
- [65] D. Dawalibi, Farid; Mulhedkar, “Optimum Design of Substation Grounding in a Two Layer Earth Structure Part I - Analytical Study,” *IEEE Trans. Power Appar. Syst.*, vol. PAS-94, no. 2, pp. 252–261, 1975.
- [66] D. Bensted, F. Dawalibi, and A. Wu, “The Application of Computer Aided Grounding Design Techniques to a Pulp and Paper Mill Grounding System,” *IEEE Trans. Power Appar. Syst.*, vol. IA-17, no. 1, 1981.
- [67] F. P. Dawalibi, D. Mukhedkar, and D. Bensted, “Measured and Computed Current Densities in Buried Ground Conductors,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. PAS-100, no. 8, pp. 4083–4092, 1981.
- [68] T. Baric and S. Nikolovski, “Influence of Conductor Segmentation in Grounding Resistance Calculation Using Boundary Element Method,” *Prog. Electromagn. Res. Symp.*, pp. 141–144, 2004.
- [69] D. Mukhedkar and F. P. Dawalibi, “Multi Step Analysis of Interconnected Grounding Electrodes,” *IEEE Trans. Power Appar. Syst.*, vol. 95, no. 1, pp. 113–119, 1976.
- [70] E. H. Moore, “On the Reciprocal of the General Algebraic Matrix,” *Bull. Amer. Math. Soc.*, vol. 26, pp. 394–395, 1920.
- [71] R. Penrose and J. A. Todd, “A Generalized Inverse for Matrices,” *Math. Proc. Cambridge Philos. Soc.*, vol. 51, no. 3, p. 406, 1955.
- [72] F. P. Dawalibi, “Modern Computational Methods for the Design and Analysis of Power System Grounding,” in *International Conference on Power System Technology*, 1998, pp. 122–126.
- [73] M. Patrão, *Cálculo 1 - Derivada e Integral em uma Variável*. Universidade de Brasília.
- [74] H. Gavin, “The Levenberg-Marquardt Method for Nonlinear Least Squares Curve-Fitting Problems.” Duke University, pp. 1–15, 2015.