



**IMPLEMENTAÇÃO DE UM MODELO
CIRCUITAL PARA ESTUDOS DE
ACOPLAMENTO INDUTIVO ENTRE LINHAS
DE TRANSMISSÃO E TUBULAÇÕES
METÁLICAS**

CAIO MISSIAGGIA MORAES

TRABALHO DE CONCLUSÃO DE CURSO

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA

**FACULDADE DE TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**

Universidade de Brasília
Faculdade de Tecnologia
Departamento de Engenharia Elétrica

Implementação de um Modelo Circuitual para Estudos de
Acoplamento Indutivo entre Linhas de Transmissão e Tubulações
Metálicas

Caio Missiaggia Moraes

TRABALHO DE CONCLUSÃO DE CURSO APRESENTADO À BANCA EXAMINADORA DO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA, A SER UTILIZADO PELO AUTOR PARA OBTENÇÃO DO GRAU DE ENGENHEIRO ELETRICISTA.

APROVADA POR:

Prof. Felipe Vigolvino Lopes, D.Sc. (ENE-UnB)
(Orientador)

Prof. Amauri Gutierrez Martins Britto, D.Sc. (ENE-UnB)
(Co-orientador)

Prof. Ivan Marques De Toledo Camargo, D.Sc. (ENE-UnB)
(Examinador Interno)

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

Brasília/DF, novembro de 2020.

FICHA CATALOGRÁFICA

MORAES, CAIO MISSIAGGIA

Implementação de um Modelo Circuitual para Estudos de Acoplamento Indutivo entre Linhas de Transmissão e Tubulações Metálicas. [Distrito Federal] 2020.

80 p, 210 x 297 mm (ENE/FT/UnB, Engenheiro, Trabalho de Conclusão de Curso, 2020).

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

Departamento de Engenharia Elétrica

- | | |
|------------------------------------|--------------------------|
| 1. ATP/EMTP | 2. Acoplamento Indutivo |
| 3. Interferências eletromagnéticas | 4. Tensões induzidas |
| 5. Regime permanente | 6. Tubulações metálicas |
| 7. Resistividade do solo | 8. Linhas de transmissão |
| I. ENE/FT/UnB | |

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

MORAES, C. M. (2020). Implementação de um Modelo Circuitual para Estudos de Acoplamento Indutivo entre Linhas de Transmissão e Tubulações Metálicas. Trabalho de Conclusão de Curso em Engenharia Elétrica, Departamento de Engenharia Elétrica, Universidade de Brasília, Brasília, DF.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Caio Missiaggia Moraes

TÍTULO: Implementação de um Modelo Circuitual para Estudos de Acoplamento Indutivo entre Linhas de Transmissão e Tubulações Metálicas.

GRAU: Engenheiro Eletricista ANO: 2020

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

Caio Missiaggia Moraes

Universidade de Brasília (UnB)

Campus Darcy Ribeiro

Faculdade de Tecnologia - FT

Departamento de Eng. Elétrica (ENE)

Brasília - DF CEP 70919-970

*"Quando algo é importante o suficiente, você realiza,
mesmo que as chances não estejam a seu favor."
Elon Musk*

AGRADECIMENTOS

Gostaria de deixar meus agradecimentos...

...primeiramente a Deus por ter iluminado o meu caminho durante minha graduação e por ter me dado forças espirituais ao longo dessa jornada.

...ao professor Felipe e ao professor Amauri, engenheiros e pessoas por quem tenho grande admiração, respeito e, além de tudo, amizade. Obrigado pela paciência, conhecimento, disposição e pelo apoio nos momentos mais difíceis.

...à minha família, em especial minha mãe Alessandra e minha irmã Bia, por me proporcionarem todas as oportunidades que obtive até aqui, sempre com apoio e a força emocional necessárias até mesmo nos momentos mais delicados.

Muito obrigado a todos os envolvidos! Serei sempre muito grato a todos.

RESUMO

Neste trabalho é apresentada uma implementação de um modelo circuital, baseado na ferramenta computacional *Alternative Transients Program* (ATP), objetivando o estudo de interferências eletromagnéticas envolvendo linhas de transmissão e tubulações metálicas. A metodologia proposta se distingue das demais por calcular tensões induzidas em geometrias complexas de compartilhamento de faixa de servidão, compostas por trechos de paralelismo, obliquidades e cruzamentos entre as instalações. Inicialmente, são realizados estudos da influência dos parâmetros geométricos e físicos, além do efeito pelicular no cálculo de impedâncias mútuas. Então, para validar a implementação da metodologia proposta, é conduzido um estudo de caso hipotético entre uma linha de transmissão e uma tubulação metálica subterrânea. Em seguida, a metodologia é testada frente a um caso real de compartilhamento de faixa de servidão, incluindo as características reais das instalações e do solo no local. Dos resultados obtidos, verifica-se que a metodologia proposta é eficaz para calcular tensões induzidas, mesmo em condições de geometrias complexas, apresentando erros inferiores a 5% quando comparados aos resultados de referência.

Palavras-chave: acoplamento indutivo, ATP, impedâncias mútuas, interferências eletromagnéticas, linhas de transmissão, resistividade do solo, tubulações metálicas, tensões induzidas.

ABSTRACT

This work presents an implementation of a circuit model based on the Alternative Transients Program (ATP), intended for the study of electromagnetic interferences involving transmission lines and pipelines. The proposed model differs from the studies commonly reported in the literature because it is able to effectively determine the induced voltages in the target system accounting for complex approximation geometries, which can be composed of crossings, parallelisms and oblique sections between the interfering and interfered systems. Initially, the influence of geometrical and physical parameters, and also skin effect for calculation of mutual impedances is studied. To validate the implementation, a hypothetical case of crossing between a transmission line and a pipeline is simulated. Then, a real case of a shared right-of-way with real soil resistivity measurements is studied. Results show that the proposed approach is effective handling complex geometries, commonly verified in real industry electromagnetic interference cases, presenting accurate results within a margin of less than 5% error at the most critical point.

Keywords: ATP, electromagnetic interferences, inductive coupling, induced voltages, mutual impedances, overhead transmission lines, pipelines, soil resistivity.

SUMÁRIO

Sumário	i
Lista de figuras	iii
Lista de tabelas	v
Lista de símbolos	vi
Glossário	ix
Capítulo 1 – Introdução	1
1.1 Prefácio	1
1.2 Objetivos e escopo do trabalho	2
1.3 Contribuições	3
1.4 Estrutura do trabalho	5
Capítulo 2 – Fundamentos teóricos	6
2.1 Acoplamento indutivo	6
2.2 Riscos associados ao fenômeno de acoplamento indutivo	6
2.2.1 Tensão de toque	7
2.2.2 Perigos e consequências da eletrocussão	8
2.2.3 Danos ao revestimento da tubulação metálica	9
2.3 Limites de segurança	9
2.3.1 Limite de tensão de toque de longa duração	9
2.3.2 Limite de tensão de estresse no revestimento da tubulação metálica	10
2.4 Zona de interferência eletromagnética	10
2.5 Distâncias mútuas e cálculo do paralelismo equivalente	11
2.5.1 Aproximação oblíqua entre os circuitos fonte e alvo	12
2.5.2 Cruzamentos entre os circuitos fonte e alvo	13
2.6 Cálculo das tensões induzidas no circuito alvo	14
2.7 Cálculo da admitância <i>shunt</i> do circuito alvo	15

2.8	Cálculo das impedâncias mútuas entre condutores aéreos e tubulações metálicas	16
2.8.1	Fórmula analítica de Carson	16
2.8.2	Solução da integral de Carson por expansão em série de potências	19
2.8.3	Fórmula de Carson-Clem	20
2.8.4	Fórmula de Deri	21
2.9	Efeito pelicular	23
2.9.1	Cálculo da impedância interna dos condutores com inclusão do efeito pelicular	26
2.10	Síntese do capítulo	29
Capítulo 3 – Estudo acerca das fórmulas de impedância		31
3.1	Motivação	31
3.1.1	Exemplo de discrepância entre as matrizes impedâncias	31
3.2	Precisão das fórmulas para o cálculo de impedância mútua	32
3.2.1	Análise de erros entre as diversas fórmulas para cálculo de impedâncias mútuas	33
3.2.2	Análise da precisão da solução de Carson expandida em série de potências para o cálculo de impedâncias mútuas com frequência e resistividade do solo constantes	35
3.2.3	Análise da precisão da solução de Carson expandida em série de potências para o cálculo de impedâncias variando a frequência, a resistividade do solo e a distância entre os condutores	36
3.3	Síntese do capítulo	43
Capítulo 4 – Validação da metodologia		45
4.1	Descrição do cenário	45
4.2	Circuito equivalente simplificado para o cruzamento perpendicular	48
4.3	Tensão induzida na tubulação para o cruzamento de 90° entre circuito fonte e alvo	49
4.4	Síntese do capítulo	51
Capítulo 5 – Estudo de um caso real		52
5.1	Descrição do cenário	52
5.2	Regiões de acoplamento e circuito equivalente do caso real	55
5.3	Tensão induzida na tubulação metálica no caso real	56
5.4	Síntese do capítulo	57
Capítulo 6 – Conclusões e trabalhos futuros		59
Referências		62

LISTA DE FIGURAS

1.1	Fluxograma da implementação proposta no ATP.	3
2.1	Representação do acoplamento indutivo entre LT e tubulação metálica subterrânea.	7
2.2	Zona de interferência eletromagnética.	11
2.3	Intersecção e regiões de acoplamento.	12
2.4	Aproximação oblíqua entre circuito fonte e alvo.	13
2.5	Cruzamento entre circuito fonte e alvo.	14
2.6	Subdivisão de um traçado complexo em paralelismos equivalentes.	15
2.7	Condutores aéreos sobre um solo uniforme.	17
2.8	Profundidade de penetração complexa e espelhamento da superfície para as imagens dos condutores.	22
2.9	Distribuição de corrente em um condutor tubular.	23
2.10	Ilustração do mecanismo responsável pelo efeito pelicular.	24
2.11	Densidade de corrente J e a profundidade de penetração pelicular δ	25
2.12	Ilustração do efeito de proximidade.	26
2.13	Raio externo e interno do condutor.	27
3.1	Módulo da impedância mútua em função da distância entre os condutores.	34
3.2	Erro relativo do módulo das impedâncias mútuas em função da distância entre os condutores.	34

3.3	Erro relativo do módulo das impedâncias mútuas em função da distância entre os condutores, variando o número de termos da solução expandida em série de potências.	36
3.4	Erro relativo do módulo das impedâncias mútuas em função da distância, resistividade do solo e frequência, utilizando um termo da série de potências.	38
3.5	Erro relativo do módulo das impedâncias mútuas em função da distância, resistividade do solo e frequência, utilizando dois termos da série de potências.	39
3.6	Erro relativo do módulo das impedâncias mútuas em função da distância, resistividade do solo e frequência, utilizando três termos da série de potências.	40
3.7	Erro relativo do módulo das impedâncias mútuas em função da distância, resistividade do solo e frequência, utilizando quatro termos da série de potências.	41
3.8	Erro relativo do módulo das impedâncias mútuas em função da distância, resistividade do solo e frequência, utilizando cinco termos da série de potências.	42
4.1	Plano XY do cruzamento perpendicular entre a LT e a tubulação metálica.	45
4.2	Secção transversal de um cabo óptico.	46
4.3	Vista lateral do sistema para o caso hipotético de cruzamento em 90°	47
4.4	Circuito equivalente simplificado do problema no ATP.	49
4.5	Gráfico de tensão induzida <i>versus</i> distância para o cruzamento perpendicular.	50
5.1	Traçado da LT e da tubulação metálica para o caso real.	53
5.2	Vista lateral do sistema para o estudo de caso real.	54
5.3	Plano XY e regiões de acoplamento do caso real.	55
5.4	Circuito equivalente do caso real no ATP.	56
5.5	Gráfico de tensão induzida <i>versus</i> distância para o caso real.	57

LISTA DE TABELAS

2.1	Resistência humana a corrente elétrica.	8
2.2	Valores de corrente alternada a 60 Hz e seus efeitos nos seres humanos.	8
2.3	Rigidez dielétrica em função do material de revestimento.	10
2.4	Limite de tensão de estresse em função do tipo de revestimento.	10
2.5	Propriedades eletromagnéticas em função do tipo de revestimento.	16
2.6	Efeito pelicular em um condutor tubular.	29
4.1	Especificação dos condutores da LT para o cruzamento de 90°.	47
4.2	Características da tubulação de aço 16" e do revestimento.	48
5.1	Especificação dos condutores da LT para o caso real.	52
5.2	Características da tubulação de aço 14" e do revestimento.	53
5.3	Medições de resistividade aparente do local	54

LISTA DE SÍMBOLOS

ρ	Resistividade elétrica	[$\Omega \cdot m$]
ρ_0	Resistividade elétrica do cobre recozido ($\approx 1,72 \times 10^{-8}$)	[$\Omega \cdot m$]
ρ_{rev}	Resistividade elétrica do revestimento	[$\Omega \cdot m$]
ϵ	Permissividade elétrica	[F/m]
ϵ_0	Permissividade elétrica do vácuo ($\approx 8,8542 \times 10^{-12}$)	[F/m]
ϵ_{rev}	Permissividade elétrica relativa do revestimento	[adimensional]
μ_0	Permeabilidade magnética do espaço livre ($= 4\pi \times 10^{-7}$)	[H/m]
ω	Frequência angular	[rad/s]
δ	Profundidade de penetração pelicular	[m]
δ_{rev}	Espessura da camada isolante do revestimento	[m]
d_{zie}	Afastamento da zona de interferência eletromagnética	[m]
d_{eq}	Distância equivalente	[m]
L_{eq}	Comprimento equivalente	[m]
\hat{V}_{ind}	Tensão induzida	[V]
Y_{shunt}	Admitância <i>shunt</i> do circuito alvo	[S/m]
\hat{I}_{ind}	Corrente induzida	[A]
$Z_{i,j}$	Impedância mútua entre os condutores i e j	[Ω/m]
$Z_{i,i}$	Impedância própria do condutor i	[Ω/m]
H_i	Altura do condutor i	[m]

$D_{i,j}$	Distância entre o condutor i e o condutor j	[m]
$\hat{\mathbf{H}}_1$	Função de Struve de primeira ordem	[adimensional]
\hat{Y}_1	Função de Neumann de primeira ordem	[adimensional]
ΔR	Resistência da expansão em série de potências da integral de Carson	$[\Omega/\text{m}]$
ΔX	Reatância da expansão em série de potências da integral de Carson	$[\Omega/\text{m}]$
D_e	Profundidade do caminho de retorno da corrente pelo solo	[m]
f	Frequência	[Hz]
$d_{i,j}$	Distância horizontal entre o condutor i e o condutor j	[m]
r_i	Raio do condutor i	[m]
r_{int}	Raio interno do condutor	[m]
r_{ext}	Raio externo do condutor	[m]
p	Profundidade infinitesimal complexa	[m]
$E_{\%}$	Erro relativo	[adimensional]
\mathbf{Z}	Matriz de impedância	$[\Omega/\text{m}]$
\mathbf{Z}_{ATP}	Matriz de impedância do ATP	$[\Omega/\text{km}]$
\mathbf{Z}_{SESTLC}	Matriz de impedância do SESTLC	$[\Omega/\text{km}]$
\hat{E}_{EP}	Campo elétrico do efeito pelicular	$[\text{V}/\text{m}]$
\hat{B}	Intensidade do campo magnético	$[\text{A}/\text{m}]$
\hat{J}	Densidade de corrente elétrica	$[\text{A}/\text{m}^3]$
\hat{J}_S	Densidade de corrente elétrica na superfície	$[\text{A}/\text{m}^2]$
R	Resistência elétrica	$[\Omega]$
L	Comprimento	[m]
A	Área efetiva do condutor	$[\text{m}^2]$
ber, bei	Funções de Kelvin de primeira espécie	[adimensional]

ber',bei'	Derivadas das funções de Kelvin de primeira espécie	[adimensional]
ker,kei	Funções de Kelvin de segunda espécie	[adimensional]
ker',kei'	Derivadas das funções de Kelvin de segunda espécie	[adimensional]
Ψ	Função digama	[adimensional]
R_{CA}	Resistência interna do condutor em corrente alternada	$[\Omega/m]$
R_{CC}	Resistência interna do condutor em corrente contínua	$[\Omega/m]$
L_{CA}	Indutância interna do condutor em corrente alternada	$[\Omega/m]$
L_{CC}	Indutância interna do condutor em corrente contínua	$[\Omega/m]$
$E_{V,\%}$	Erro relativo das tensões induzidas	[adimensional]
\hat{I}	Corrente	[A]
\hat{V}	Tensão	[V]

GLOSSÁRIO

SIGLAS E ABREVIações

ATP	Alternative Transients Program
CA	Corrente alternada
CC	Corrente contínua
CDEGS	Current Distribution, Electromagnetic Fields, Grounding and Soil Structure Analysis
FEM	Força eletromotriz
LCC	Line/Cable Constants
LT	Linha de transmissão
SES	Safe Engineering Services

1.1 PREFÁCIO

Com o crescente desenvolvimento do Brasil, as malhas dutoviárias vêm aumentando sua complexidade e extensão, a fim de promover o abastecimento de fluidos, tais como água e gás, assim como nota-se, nas companhias de energia, o aumento significativo da carga instalada e dos níveis de curto-circuito em decorrência da demanda de energia exigida pelo aumento do consumo, objetivando abastecer as grandes metrópoles e áreas industriais do país (ALBERTINI, 2008; ROLIM, 2019).

Devido ao contínuo crescimento do consumo de energia elétrica e da potência transmitida pelas linhas de transmissão (LTs), juntamente com o aumento das restrições do uso espacial por regulamentos e órgãos ambientais, o compartilhamento das faixas de servidão por tubulações metálicas e LTs estão mais frequentes, aumentando a preocupação das empresas com relação às interferências eletromagnéticas nas instalações envolvidas, fomentando estudos nessa área de pesquisa (CIGRÉ WG-36.02, 1995; PEABODY; VERHIEL, 1971; DACONTI; BRASIL, 1986; CHRISTOFORIDIS *et al.*, 2003; QI *et al.*, 2013).

As interferências eletromagnéticas causadas por linhas de transmissão de energia elétrica em proximidade com tubulações metálicas, como gasodutos e oleodutos, é um tema que vem sendo estudado em todo mundo desde o início dos anos 60 (POHL, 1966; FAVEZ; GOUGEUIL, 1966). Quando uma estrutura metálica é exposta aos condutores energizados de uma linha de transmissão, está sujeita a uma variedade de fenômenos eletromagnéticos, que resultam na indução de tensões e correntes ao longo do seu traçado, tanto em regime permanente (condição normal de operação da LT) quanto em regime transitório (ocorrência de curto-circuito, falta, entre outros fenômenos na LT), decorrentes de três tipos de acoplamentos entre as estruturas: o indutivo, o capacitivo e o condutivo (CIGRÉ WG-36.02, 1995; CHRISTOFORIDIS *et al.*,

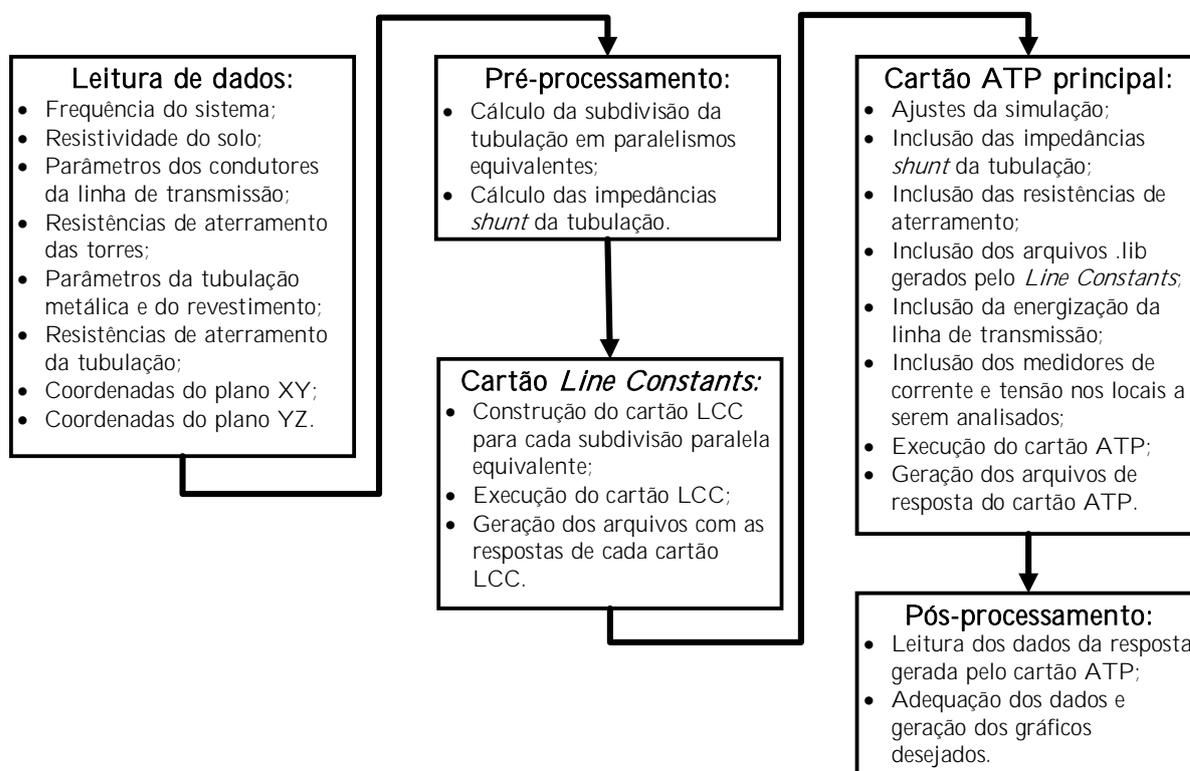
2003). Como consequência desses fenômenos, podem surgir riscos à integridade dos operadores e às instalações envolvidas, como: choque elétrico causado por tensões de toque e de passo, danos por imposição da corrente alternada ao metal e aos equipamentos conectados à essas estruturas e a ruptura da rigidez dielétrica do revestimento, no caso de uma tubulação isolada (CIGRÉ WG-36.02, 1995).

Tendo em vista as considerações acima, a motivação para este trabalho de conclusão de curso vem da grande importância de se conhecer os riscos decorrentes do compartilhamento de faixas de servidão entre as LTs e as tubulações metálicas, principalmente levando em conta a necessidade de expansão desses tipos de estruturas para o desenvolvimento do país. Além disso, é necessário destacar a importância de reduzir os perigos e tornar os projetos dessas instalações mais seguros, tanto para as pessoas como para os bens envolvidos, com soluções tecnicamente econômicas e viáveis de mitigação de riscos.

1.2 OBJETIVOS E ESCOPO DO TRABALHO

O objetivo principal desse trabalho é implementar um novo modelo circuitual e aplicar essa metodologia em estudos de caso relevantes, utilizando como base a ferramenta computacional *Alternative Transient Program* (ATP), já amplamente utilizada em estudo de transitórios eletromagnéticos, para prever os efeitos da interferência eletromagnética envolvendo linhas de transmissão e tubulações metálicas em regime permanente, em situações de geometrias complexas, compostas por trechos de paralelismo, obliquidades e cruzamentos entre as instalações (MARTINS-BRITTO, 2017b).

A modelagem utilizada ao longo desse trabalho é realizada por meio de sucessivos circuitos envolvendo os parâmetros das estruturas metálicas envolvidas: o circuito fonte (a linha de transmissão) e o circuito alvo (a tubulação metálica nas proximidades da LT). A metodologia empregada consiste em pré-processar os dados, construir um arquivo de entrada legível pelo ATP, obter as respostas das simulações e, por fim, processar os resultados para visualizar os dados de maneira adequada. Um fluxograma da implementação proposta é mostrado na Figura 1.1.

Figura 1.1: Fluxograma da implementação proposta no ATP.

Fonte: Autoria própria.

Esse objetivo principal pode ser subdividido nos seguintes objetivos específicos:

1. Implementação do modelo circuital que representa a interação entre a linha de transmissão fonte e a instalação alvo, considerando o efeito indutivo e o modelo de solo uniforme;
2. Validação dos códigos implementados por meio da simulação de diversos casos básicos de interferências e comparação com os resultados provenientes de *softwares* comerciais;
3. Análise de um modelo real de interferência eletromagnética entre linha de transmissão e instalações subterrâneas utilizando as rotinas construídas.

1.3 CONTRIBUIÇÕES

As contribuições acadêmicas que esse trabalho traz, são:

- Uma nova abordagem para divisão de traçados complexos em paralelismos equivalentes possibilitando tratar traçados reais entre LTs e tubulações metálicas de forma mais realista e com uma maior precisão;
- A implementação de um modelo circuitual simples e preciso, utilizando o *software* ATP, objetivando o estudo das tensões induzidas na tubulação metálica, provocadas pelo acoplamento indutivo com LTs em regime permanente;
- Estudo acerca do erro de aproximações difundidas na literatura para o cálculo de impedâncias própria e mútua de condutores aéreos, com relação à distância entre os condutores, tendo como referência a solução analítica de Carson (CARSON, 1926);
- Estudo acerca da influência da frequência, resistividade do solo, da distância entre condutores e do número de termos utilizados na solução da fórmula de Carson expandida em série de potências para o cálculo de impedâncias mútuas, tendo como referência a solução analítica de Carson (CARSON, 1926);
- Análise de um caso real de compartilhamento de faixa de servidão entre uma LT da rede de distribuição de energia do estado de São Paulo e uma tubulação metálica subterrânea, levando em consideração as características reais, tanto da LT como da tubulação, e também de medições locais de resistividade do solo.

Com relação à publicação dos resultados relacionados à pesquisa e resultados desse trabalho, os seguinte artigos foram submetidos e aceitos para publicação nos anais da conferências:

1. C. M. MORAES; A. G. MARTINS-BRITTO; F. V. LOPES, "Implementação de um Modelo Circuitual para Estudos de Acoplamento Indutivo em Regime Permanente", *XXIII Congresso Brasileiro de Automática (CBA 2020)*, Santa Maria, Brasil, 2020.
2. C. M. MORAES; A. G. MARTINS-BRITTO; F. V. LOPES, "Electromagnetic Interferences Between Power Lines and Pipelines Using EMTP Techniques", submetido para *WCNPS 2020: 5th Workshop on Communication Networks and Power Systems*. Brasília, Brasil, 2020.

1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO

O presente capítulo contextualiza, apresenta a relevância e descreve os objetivos, escopo e as contribuições desse trabalho.

O **capítulo 2** apresenta a fundamentação teórica dos mecanismos de interferências eletromagnéticas, com ênfase no acoplamento indutivo, e as equações fundamentais, além de apresentar os riscos associados aos fenômenos e os limites de segurança para as pessoas e as instalações envolvidas.

O **capítulo 3** apresenta uma análise aprofundada com relação a influência da resistividade do solo, da frequência e da distância entre condutores no cálculo de impedâncias mútuas e como a variação desses parâmetros pode influenciar na resposta de tensão induzida decorrente do acoplamento indutivo entre as instalações.

O **capítulo 4** descreve a implementação de um caso hipotético de cruzamento simples entre uma LT e uma tubulação metálica com a finalidade de validar a metodologia proposta, comparando-a com um *software* considerado referência na indústria para o cálculo de interferências eletromagnéticas.

O **capítulo 5** apresenta um estudo de caso real de compartilhamento de faixa de servidão entre uma LT da rede de distribuição de uma concessionária do estado de São Paulo e uma tubulação metálica subterrânea de uma companhia de abastecimento dutoviário. Nesse estudo são utilizadas as características reais das instalações, com geometria complexa e medições reais de resistividade aparente do solo.

O **capítulo 6** expõe as considerações finais do trabalho e as direções de continuidade do trabalho futuramente.

CAPÍTULO 2

FUNDAMENTOS TEÓRICOS

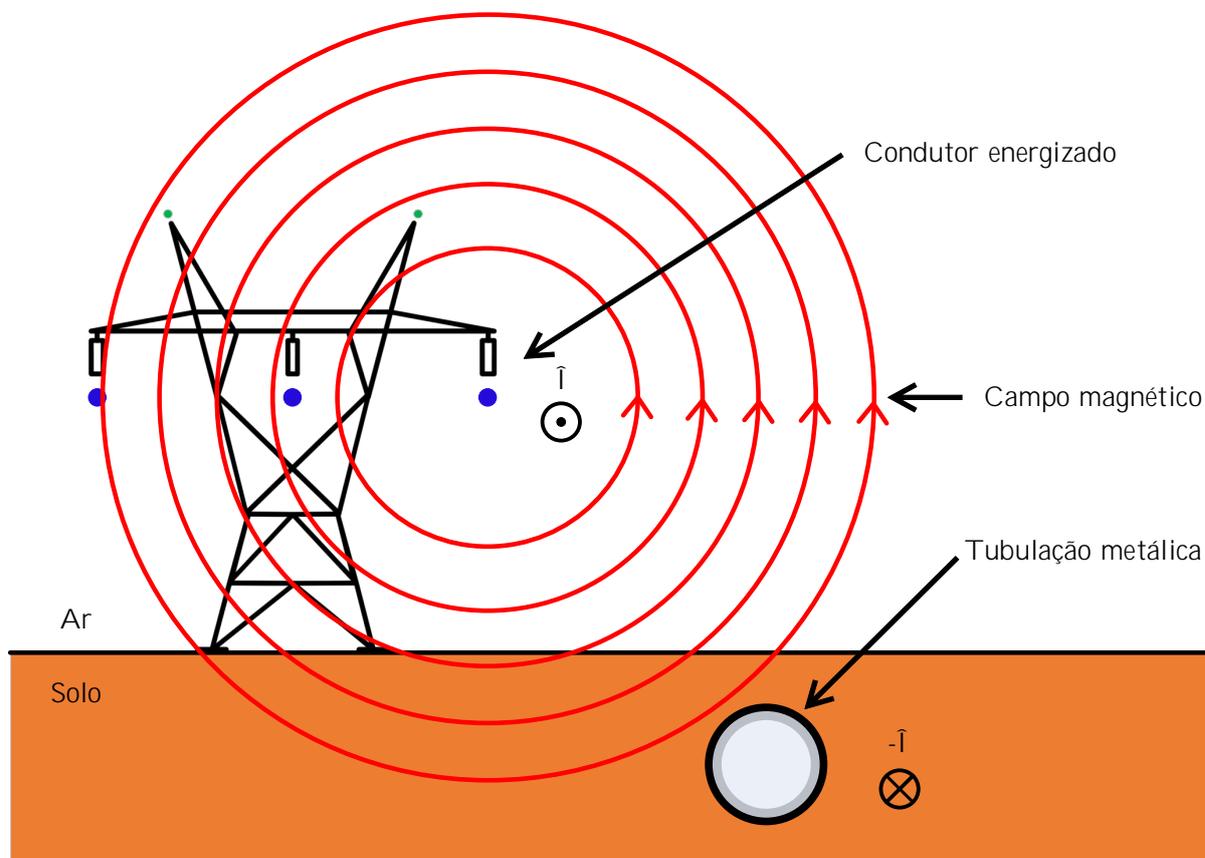
2.1 ACOPLAMENTO INDUTIVO

As tubulações metálicas subterrâneas, quando expostas paralelamente aos condutores aéreos de uma LT, denominada circuito fonte, estão sujeitas a uma força eletromotriz induzida (FEM) causada pelo campo eletromagnético variante no tempo produzido pela corrente que flui nos condutores da LT. Essa força eletromotriz induzida é responsável por causar circulação de corrente e, conseqüentemente, tensão de estresse na tubulação, denominada circuito alvo. Esse acoplamento está presente tanto no regime permanente como no regime transitório da LT, o que pode causar diversos riscos à instalação interferida e a integridade das pessoas envolvidas. A amplitude dessa tensão induzida é influenciada pelo nível de corrente que circula nos condutores fase da LT, pela distância entre os condutores da LT e a tubulação, pelo comprimento da zona de interferência eletromagnética, pela geometria e pelas características dos componentes contidos nos circuitos fonte e alvo.

2.2 RISCOS ASSOCIADOS AO FENÔMENO DE ACOPLAMENTO INDUTIVO

As correntes alternadas que circulam pelos condutores fase da LT, geram um campo eletromagnético que induzem tensões e correntes nas tubulações metálicas ao seu redor. Essas correntes e tensões induzidas podem causar riscos aos equipamentos envolvidos, LT e tubulação metálica, e às pessoas envolvidas com essas instalações. As tensões de toque e passo, corrosão e rompimento da rigidez dielétrica do revestimento da tubulação metálica são alguns exemplos dos perigos relacionados ao acoplamento indutivo.(CIGRÉ WG-36.02, 1995; NACE International, 2007)

Figura 2.1: Representação do acoplamento indutivo entre LT e tubulação metálica subterrânea.



Fonte: Autoria própria.

2.2.1 Tensão de toque

O principal risco à integridade física das pessoas é o contato e a proximidade com a tubulação metálica interferida, podendo causar eletrocussão nos indivíduos envolvidos devido à tensão induzida e a corrente circulante na instalação.

Por definição, a tensão de toque é a diferença de potencial entre uma estrutura metálica aterrada e um ponto da superfície do solo separado por uma distância horizontal equivalente ao alcance normal de um braço humano, considera-se essa distância como sendo um metro. (ABNT, 2009)

Em consequência da tensão de toque, é possível que exista a passagem de corrente elétrica pelo braço, tronco e pernas da pessoa, cuja a duração e intensidade podem ocasionar fibrilação cardíaca, queimaduras ou outras lesões graves ao organismo.

A tensão de toque pode ocorrer tanto em regime permanente como em regime transitório da LT, sendo esse mais perigoso para os indivíduos em contato com a tubulação metálica, por induzir tensões e correntes com amplitudes mais altas na tubulação interferida.

2.2.2 Perigos e consequências da eletrocussão

O contato com a corrente elétrica pode resultar em vários efeitos no corpo humano como dores, queimaduras e até a morte. O tempo de exposição, a magnitude da tensão, a resistência da pele, a intensidade e a quantidade de corrente são alguns dos vários fatores que afetam a maneira como o corpo humano interage com a corrente elétrica. O corpo humano é extremamente sensível aos efeitos da corrente elétrica, sendo esse o motivo da variedade de danos causados. As Tabelas 2.1 e 2.2 apresentam a provável resistência do corpo humano à corrente elétrica e os efeitos da corrente elétrica no corpo humano de acordo com sua intensidade, respectivamente (NACE International, 2007).

Tabela 2.1: Resistência humana a corrente elétrica.

Pele seca	100 k Ω a 600 k Ω
Pele molhada	1 k Ω
Corpo humano (da mão ao pé)	400 Ω a 600 Ω
De orelha a orelha	100 Ω

Fonte: (NACE International, 2007).

Tabela 2.2: Valores de corrente alternada a 60 Hz e seus efeitos nos seres humanos.

Corrente	Efeitos
<1 mA	Imperceptível
1 a 8 mA	Perceptível - Sem perda de controle muscular
8 a 15 mA	Sensação de dor - Sem perda de controle muscular
15 a 20 mA	Sensação de dor - Perda de controle muscular
20 a 50 mA	Sensação de dor - Contrações musculares e dificuldade respiratória
50 a 100 mA	Fibrilação cardíaca leve
100 a 200 mA	Fibrilação cardíaca severa
>200 mA	Queimaduras severas, contração muscular, parada cardíaca e parada respiratória

Fonte: (NACE International, 2007).

As correntes elétricas menores que 1 mA são consideradas imperceptíveis para o corpo humano. Já os valores de 1 a 8 mA são perceptíveis ao corpo humano porém não causam

sensação de dor.

Valores de corrente entre 15 e 50 mA causam sensação de dor e podem causar perdas de controle muscular, ou seja, a pessoa não consegue se soltar do objeto energizado. Para casos mais severos, ainda nessa faixa de corrente, existe a possibilidade de ocorrer dificuldade respiratória, apenas enquanto existir o contato com o agente causador.

Na faixa entre 50 a 200 mA a corrente elétrica começa a causar fibrilação cardíaca e grande perigo de óbito aos seres humanos. Em estágios mais leves, é comum serem necessárias massagens cardíacas para a sobrevivência. Em casos mais severos, frequentemente deve-se utilizar de aparelhos médicos para a reanimação do coração.

Acima dos 200 mA, o corpo humano sofre queimaduras graves nos órgãos e na parte interna do corpo, contração muscular severa, parada cardíaca e respiratória.

2.2.3 Danos ao revestimento da tubulação metálica

As tensões e correntes elétricas induzidas decorrentes do acoplamento indutivo incrementam a diferença de potencial existente entre a tubulação metálica e o solo, denominada tensão de estresse. Esse efeito pode causar danos ao revestimento da tubulação e até mesmo à própria tubulação em si. A tensão de estresse pode ocasionar o rompimento da rigidez dielétrica do revestimento levando a exposição do metal às correntes, podendo deteriorar a tubulação com o tempo por conta da corrosão causada por essas correntes (NACE International, 2007).

2.3 LIMITES DE SEGURANÇA

2.3.1 Limite de tensão de toque de longa duração

Os limites de longa duração são limites de segurança considerados para o regime permanente de operação da LT. De acordo com NACE International (2007), norma americana dos efeitos dos fenômenos de interferência eletromagnéticas em tubulações metálicas, estipula-se o limite de 15 V de tensão de toque em regime permanente.

2.3.2 Limite de tensão de estresse no revestimento da tubulação metálica

As tensões de estresse dependem da rigidez dielétrica do material utilizado para isolar a tubulação, na Tabela 2.3 são apresentados valores desse parâmetro para alguns tipos de revestimento comumente utilizados na indústria (GUMMOW, 2014). De acordo com NACE International (2007) os valores limite de segurança da tensão de estresse, em função do material utilizado como revestimento, não podem ultrapassar os valores contidos na Tabela 2.4.

Tabela 2.3: Rigidez dielétrica em função do material de revestimento.

Revestimento	Rigidez dielétrica [kV/mm]
Polietileno	18,9
Resina epóxi	19,7
Poliuretano	25
Esmalte	47,4

Fonte: (GUMMOW, 2014).

Tabela 2.4: Limite de tensão de estresse em função do tipo de revestimento.

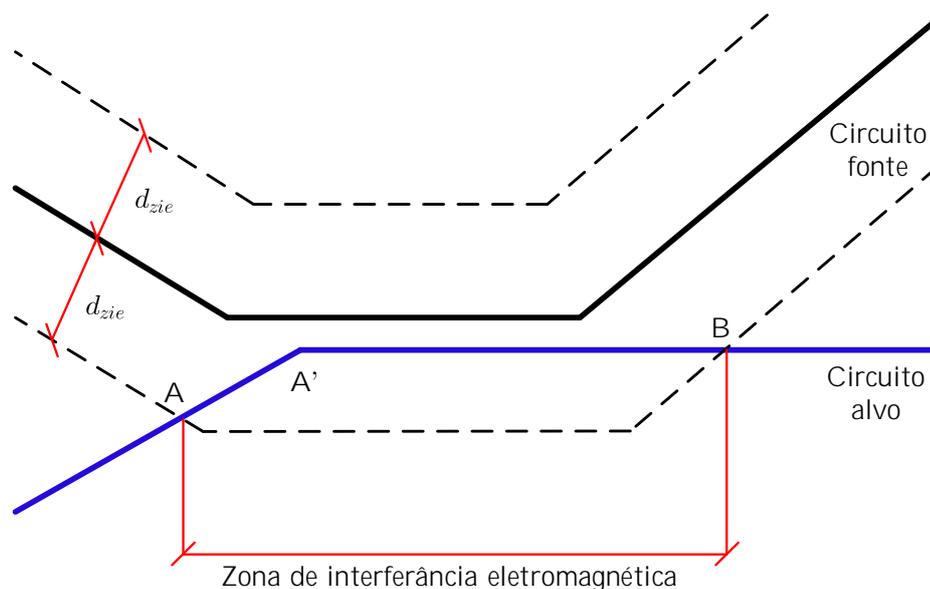
Revestimento	Limite de tensão de estresse [kV]
Fitas plásticas	2
Esmalte de piche de carvão	5
Epóxi termocurável (FBE)	3 a 5
Polietileno extrudado	3 a 5

Fonte: (NACE International, 2007).

2.4 ZONA DE INTERFERÊNCIA ELETROMAGNÉTICA

A zona de interferência eletromagnética é o comprimento em que a influência do acoplamento indutivo é significativa. De acordo com (CIGRÉ WG-36.02, 1995), a zona de interferência se torna significativa quando a FEM induzida é maior que 10 V/km.kA, ou seja, quando uma corrente de 1 kA, com retorno pelo solo, produz uma FEM maior que 10 V/km. Então, o afastamento d_{zie} em relação ao eixo da LT e em função da resistividade elétrica do solo ρ é numericamente definido em (2.1). A Figura 2.2 representa a zona de interferência como o segmento de reta AA' + A'B.

$$d_{zie} = 200\sqrt{\rho} \quad (2.1)$$

Figura 2.2: Zona de interferência eletromagnética.

Fonte: Autoria própria.

2.5 DISTÂNCIAS MÚTUAS E CÁLCULO DO PARALELISMO EQUIVALENTE

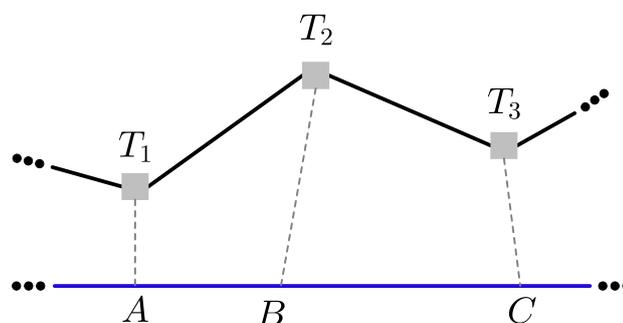
Em casos reais o circuito fonte e o circuito alvo não são completamente paralelos ao longo de seus traçados, visto que podem ocorrer obliquidades e cruzamento entre os dois circuitos. Em razão disso, essas obliquidades e cruzamentos são aproximados por paralelismos equivalentes no circuito alvo (CIGRÉ WG-36.02, 1995). Logo, o circuito alvo é subdividido em segmentos com comprimento L_{eq} e distância de afastamento d_{eq} , vide Figura 2.6, mediante critérios que assegurem a validade dos cálculos dos parâmetros do acoplamento indutivo, conforme se descreve na Seção 2.6.

Para a modelagem de traçados complexos, compostos por trechos de obliquidades e cruzamentos, as intersecções devem seguir duas regras básicas:

- Cada região de acoplamento deve conter apenas um segmento retilíneo do circuito fonte;
- Cada segmento do circuito alvo deve estar compreendido inteiramente na região de acoplamento dentro da qual é interferido.

Os pontos de intersecção são determinados por meio do encontro das projeções das torres adjacentes da LT, denominado vão, com o ponto mais próximo no circuito alvo. Os pontos de intersecção de cada duas torres da LT determinam uma região de acoplamento.

Figura 2.3: Intersecção e regiões de acoplamento.



Fonte: Autoria própria.

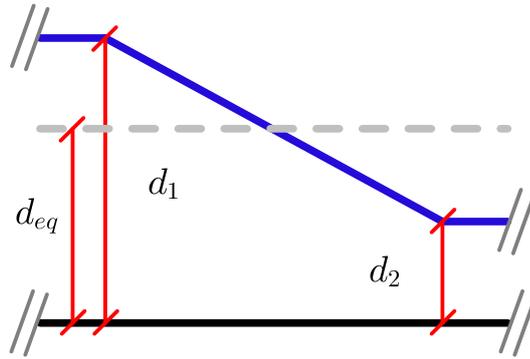
Tendo como base a Figura 2.3, os vãos da LT são representados pelos segmentos T_1T_2 e T_2T_3 , cujos pontos de intersecção de suas projeções até o ponto mais próximo com o circuito alvo estão representados do ponto A ao C . As regiões de acoplamento são representadas pelos paralelogramos que correspondem aos segmentos T_1T_2AB e T_2T_3BC .

2.5.1 Aproximação oblíqua entre os circuitos fonte e alvo

No caso em que ocorre a aproximação oblíqua entre a LT e a tubulação subterrânea, com distâncias de afastamento d_1 e d_2 referentes às extremidades do segmento, essa obliquidade pode ser aproximada por um segmento paralelo com uma distância de afastamento equivalente d_{eq} , descrita em (2.2), desde que as distâncias d_1 e d_2 obedeçam a condição expressa em (2.3) (CIGRÉ WG-36.02, 1995). Essa subdivisão é ilustrada na Figura 2.4.

$$d_{eq} = \sqrt{d_1 d_2} \quad (2.2)$$

$$\frac{1}{3} \leq \frac{d_1}{d_2} \leq 3 \quad (2.3)$$

Figura 2.4: Aproximação oblíqua entre circuito fonte e alvo.

Fonte: Adaptado de (MARTINS-BRITTO, 2017b).

Quando a condição (2.3) não é atendida, o segmento oblíquo da tubulação metálica é novamente subdividido, em 2 ou mais segmentos, e o procedimento é reiterado até que o critério seja atendido.

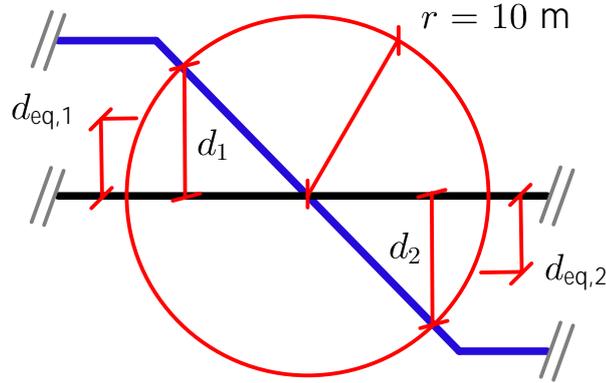
2.5.2 Cruzamentos entre os circuitos fonte e alvo

No caso do cruzamento, é utilizado um método proposto em Martins-Britto (2017b), ligeiramente diferente ao documentado em CIGRÉ WG-36.02 (1995).

A tubulação é dividida no centro do cruzamento com a LT, onde é posicionada uma circunferência de raio igual a 10 metros. A intersecção da circunferência com o circuito alvo determina dois pontos com distância de afastamento d_1 e d_2 em relação ao eixo do circuito fonte. A região contida no interior da circunferência é subdividida em dois segmentos, um antes e um após o ponto cruzamento, onde as distâncias equivalentes são definidas em (2.4) e (2.5). A região externa à circunferência, é tratada como uma região de aproximação oblíqua. A Figura 2.5 mostra esse método de cálculo de paralelismo equivalente para cruzamentos.

$$d_{eq,1} = \frac{d_1}{2} \quad (2.4)$$

$$d_{eq,2} = \frac{d_2}{2} \quad (2.5)$$

Figura 2.5: Cruzamento entre circuito fonte e alvo.

Fonte: Adaptado de (MARTINS-BRITTO, 2017b).

2.6 CÁLCULO DAS TENSÕES INDUZIDAS NO CIRCUITO ALVO

O cálculo das tensões induzidas envolvem a determinação da FEM induzida ao longo do traçado do circuito alvo representando o estresse causado na tubulação metálica devido a circulação de corrente induzida pela instalação.

Para um trajeto qualquer, após a mudança de traçados oblíquos e cruzamentos em regiões paralelas ao circuito fonte, como citado na Seção 2.5, têm-se sucessivos trechos representados por paralelismos simples, como apresentado na Figura 2.6.

Para cada região de acoplamento, têm-se a seguinte relação entre tensão e corrente induzida:

$$\hat{V}_{ind} = \mathbf{Z} \cdot \hat{I}_{ind}, \quad (2.6)$$

em que \mathbf{Z} é a matriz impedância do sistema descrita como:

$$\mathbf{Z} = \begin{bmatrix} Z_{1,1}^E & Z_{1,2}^E & \cdots & Z_{1,n}^E \\ Z_{2,1}^E & Z_{2,2}^E & \cdots & Z_{2,n}^E \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ Z_{n,1}^I & Z_{n,2}^I & \cdots & Z_{n,n}^I \end{bmatrix}, \quad (2.7)$$

em que o sobrescrito E identifica os elementos energizados, como os condutores fase da LT, e o sobrescrito I identifica os condutores inertes, como a tubulação metálica, condutores neutros, para-raios etc. O operador \hat{X} denota a forma fasorial da forma de onda $X(t)$.

utilizados na indústria.

Tabela 2.5: Propriedades eletromagnéticas em função do tipo de revestimento.

Revestimento	$\rho_{rev} [\Omega.m]$	ϵ_{rev}
Fitas plásticas	$0,917 \times 10^{13}$ a 18×10^{13}	2 a 9
Esmalte de piche de carvão	$0,2 \times 10^6$ a 2×10^6	2 a 3
Epóxi termocurável (FBE)	$8,48 \times 10^{16}$	3,77
Polietileno extrudado	2×10^7 a 1×10^{12}	2,25

Fonte: (NACE International, 2007).

2.8 CÁLCULO DAS IMPEDÂNCIAS MÚTUAS ENTRE CONDUTORES AÉREOS E TUBULAÇÕES METÁLICAS

Para a resolução do circuito equivalente apresentado na Seção 2.6 é necessário o cálculo da impedância mútua entre o circuito fonte e alvo. Existem algumas formas analíticas e diversas aproximações que estão sendo estudadas ao redor do mundo para a determinação dessa grandeza (CARSON, 1926; CCITT, 1989; RAMIREZ; URIBE, 2007; AMETANI *et al.*, 2009; THEODOULIDIS, 2015).

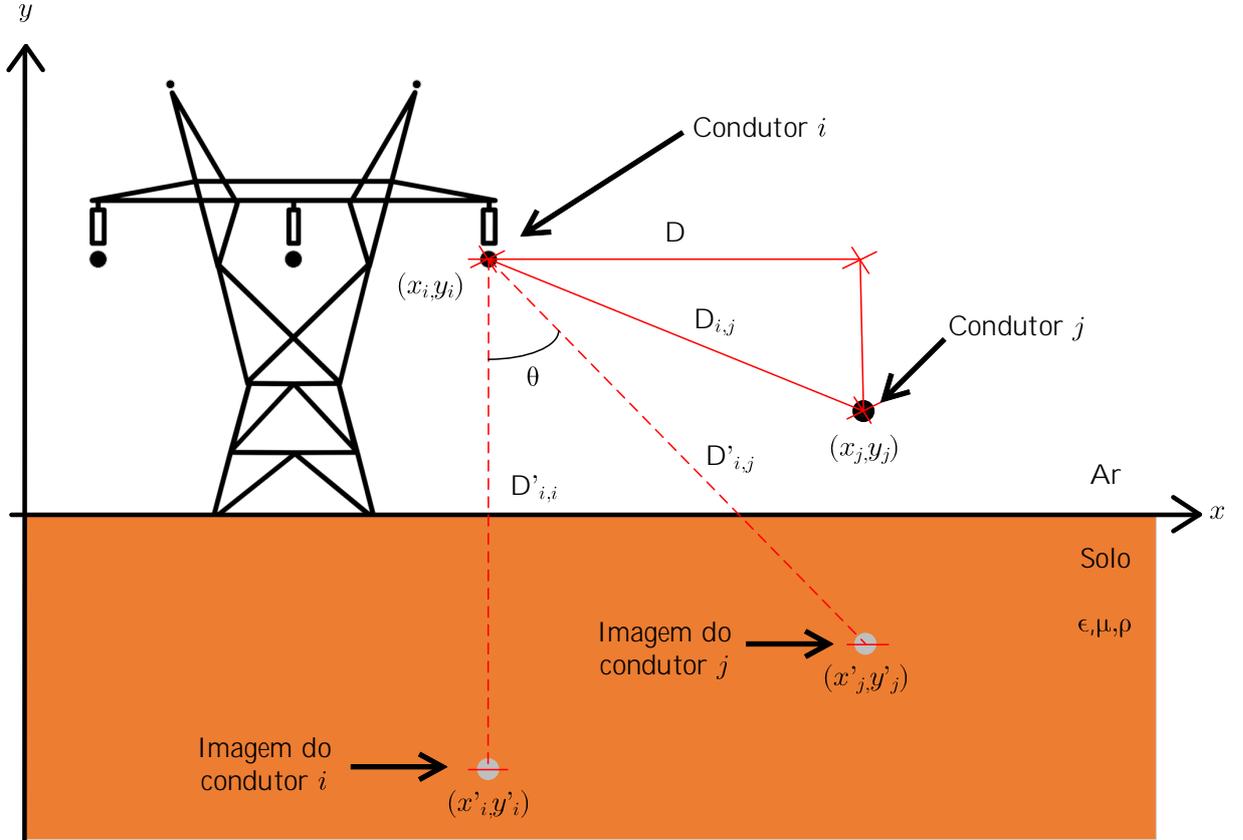
2.8.1 Fórmula analítica de Carson

As formulações analíticas para o cálculo do acoplamento mútuo entre circuitos fonte e alvo envolvem o estudo da propagação de onda nos condutores considerando o efeito do caminho de retorno pelo solo. O trabalho que deu notoriedade a esse problema foi o de Carson (1926).

A Figura 2.7 apresenta um sistema geométrico composto por dois condutores aéreos paralelos, designados pelos índices i e j , sobre um solo uniforme descrito por uma resistividade ρ , permissividade ϵ e uma permeabilidade μ .

Considerando o sistema geométrico apresentado na Figura 2.7, a impedância mútua $Z_{i,j}$, definida por Carson, é expressa pela equação geral:

$$Z_{i,j} = \frac{j\omega\mu_0}{2\pi} \ln \left(\frac{D'_{i,j}}{D_{i,j}} \right) + \Delta Z_{i,j}, \quad (2.9)$$

Figura 2.7: Condutores aéreos sobre um solo uniforme.

Fonte: Autoria própria.

$$\Delta Z_{i,j} = \frac{j\omega\mu_0}{2\pi} \int_0^\infty \frac{2e^{-H\lambda}}{\lambda + \sqrt{\lambda^2 + j\frac{\omega\mu_0}{\rho} - \omega^2\mu_0\epsilon}} \cos(\lambda D) d\lambda, \quad (2.10)$$

sendo $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}$ H/m a constante de permeabilidade magnética do espaço livre; ρ a resistividade elétrica do solo, em ohms.metro; ϵ a permissividade elétrica do solo; ω a frequência angular, em radianos por segundo. As distâncias H , D , $D_{i,j}$ e $D'_{i,j}$ dependem da disposição dos condutores i e j no espaço e do meio onde estão imersos, estão representadas na Figura 2.7, e são medidas em metros.

Os afastamentos entre os condutores i e j são calculados conforme definido em (2.11) - (2.14) .

$$H = |y_i - y_j|, \quad (2.11)$$

$$D = |x_j - x_i|, \quad (2.12)$$

$$D_{i,j} = \sqrt{(x_j - x_i)^2 + (y_i - y_j)^2}, \quad (2.13)$$

$$D'_{i,j} = \sqrt{(x_j - x'_i)^2 + (y_i - y'_j)^2}, \quad (2.14)$$

O primeiro termo presente na equação de Carson, definida em (2.9), é a parcela da impedância que representa o efeito do solo como um condutor perfeito e a segunda parcela representa o efeito da condutividade finita do solo, ou seja, inclui as perdas de corrente que retornam pelo solo (CARSON, 1926).

A solução analítica de Carson é descrita apenas para dois condutores aéreos i e j quaisquer, porém essa formulação pode ser adaptada para condutores enterrados por meio de alguns ajustes nas distâncias e coordenadas envolvidas (MARTINS-BRITTO, 2017b). Além disso, sabe-se que, assim como os condutores aéreos de uma linha de transmissão, o duto metálico também é um condutor, com dimensões e características físicas conhecidas.

Contudo, a solução encontrada por Carson impõe desafios quando se busca a sua solução numérica. A natureza da integração imprópria e a multiplicação por um cosseno tornam o integrando uma função oscilatória e, com isso, podem surgir problemas de convergência e instabilidade numérica na solução, até mesmo com os recursos computacionais existentes atualmente (RAMIREZ; URIBE, 2007). Segundo Theodoulidis (2015), uma maneira de contornar a complexidade da solução original, com precisão de ponto flutuante, é escrever a integral imprópria por meio de uma solução em forma fechada, utilizando a função de Struve de primeira ordem ($\hat{\mathbf{H}}_1$) e a função de Neumann também de primeira ordem (\hat{Y}_1), da seguinte forma (THEODOULIDIS, 2015):

$$\int_0^\infty \frac{2e^{-H\lambda}}{\lambda + \sqrt{\lambda^2 + j\frac{\omega\mu_0}{\rho} - \omega^2\mu_0\epsilon}} \cos(\lambda D) d\lambda = \frac{\pi}{2u_1} [\hat{\mathbf{H}}_1(u_1) - \hat{Y}_1(u_1)] - \frac{1}{u_1^2} + \frac{\pi}{2u_2} [\hat{\mathbf{H}}_1(u_2) - \hat{Y}_1(u_2)] - \frac{1}{u_2^2}, \quad (2.15)$$

em que:

$$u_1 = \sqrt{\frac{j\omega\mu_0}{\rho} - \omega^2\mu_0\epsilon(H - jD)}, \quad (2.16)$$

$$u_2 = \sqrt{\frac{j\omega\mu_0}{\rho} - \omega^2\mu_0\epsilon(H + jD)}, \quad (2.17)$$

são as variáveis de transformação da integral imprópria.

Essa solução, por ser uma solução numérica direta da integral imprópria de Carson, é a solução de referência desse trabalho para cálculo de impedâncias próprias e mútuas.

Devido às dificuldades de convergência encontradas na solução original, algumas outras soluções e aproximações vêm sendo pesquisadas, por meio de expansão em séries de potências e por meio de formulações de expressões simplificadas, dando um destaque para as fórmulas de Carson-Clem e Deri (CCITT, 1989; DERI; TEVAN, 1981).

2.8.2 Solução da integral de Carson por expansão em série de potências

Devido ao problema de convergência da integral de Carson, explicado anteriormente, e aos recursos computacionais limitados da época, é proposto em Carson (1926), uma solução para a integral com expansão em série de potências. Com essa transformação, a segunda parcela de (2.9) é reescrita da seguinte forma:

$$\Delta Z_{i,j} = \Delta R + j\Delta X, \quad (2.18)$$

em que ΔR e ΔX são grandezas descritas por séries infinitas:

$$\Delta R = \mu_0\omega \left(\frac{1}{8} - \frac{\sqrt{2}}{6\pi}r \cos \theta + \frac{1}{16}r^2[(1,3659 - \ln(r)) \cos 2\theta + \theta \cos 2\theta] - \dots \right), \quad (2.19)$$

$$\Delta X = \frac{\mu_0\omega}{\pi} \left(\frac{1}{2} \ln \left(\frac{1,851382}{r} \right) + \frac{\sqrt{2}}{6\pi}r \cos \theta - \frac{\pi}{6\pi}r^2 \cos 4\theta - \dots \right), \quad (2.20)$$

$$r = D'_{i,j} \sqrt{\frac{\mu_0\omega}{\rho}}, \quad (2.21)$$

sendo θ o ângulo, em radianos, apresentado na Figura 2.7. Para impedâncias próprias, $\theta = 0$. Para impedâncias mútuas θ é dado por:

$$\theta = \frac{\cos^{-1}(H_i + H_j)}{D_{i,j}}, \quad (2.22)$$

sendo H_i e H_j as alturas dos condutores i e j , respectivamente, dadas em metros com relação à superfície do solo.

A formulação de Carson expandida em série de potências é uma solução viável para a integral imprópria, porém sua precisão com a solução analítica depende diretamente da quantidade de termos utilizados na composição da série de potências da solução.

2.8.3 Fórmula de Carson-Clem

A fórmula de Carson-Clem, descrita em CCITT (1989), é baseada na formulação de Carson expandida em série de potências, sendo obtida utilizando as primeiras parcelas das séries (2.19) e (2.20). Essa fórmula é comumente adotada para determinação da matriz de impedâncias de sistemas em regime permanente e frequência em 60 Hz (DERI; TEVAN, 1981; CIGRÉ WG-36.02, 1995). Aplicando os primeiros termos da série de potências em (2.9) e simplificando a fórmula, tem-se que a fórmula de Carson-Clem é dada por:

$$Z_{i,i} = \frac{\mu_0\omega}{8} + j\frac{\mu_0\omega}{2\pi} \ln\left(\frac{D_e}{r_i}\right), \quad (2.23)$$

$$Z_{i,j} = \frac{\mu_0\omega}{8} + j\frac{\mu_0\omega}{2\pi} \ln\left(\frac{D_e}{D_{i,j}}\right), \quad (2.24)$$

em que as impedâncias, própria ($Z_{i,i}$) e mútua ($Z_{i,j}$), são dadas em ohms por metro; f é a frequência, em hertz, e D_e é uma variável que representa a profundidade equivalente do caminho de retorno fictício da corrente pelo solo, dada em metros e definida em (2.25) (CCITT, 1989).

$$D_e = 659\sqrt{\frac{\rho}{f}} \quad (2.25)$$

Essa simples expressão apresenta baixos erros, em torno de 2,5% de acordo com Furlan (2015), para a frequência de 60 Hz e se torna uma boa aproximação para a integral de Carson. Entretanto, essa expressão não é válida para altas frequências, em que a altura dos condutores não é mais desprezível em relação a profundidade do caminho de retorno da corrente pelo solo. Além disso, possui uma limitação com relação a distância existente entre os condutores i e j . Essa distância limite, em metros, para a validade da fórmula de Carson-Clem pode ser definida pela seguinte equação (FURLAN, 2015):

$$D_{i,j}^{max} \simeq 90 \sqrt{\frac{\rho}{f}}. \quad (2.26)$$

Na frequência nominal de 60 Hz e com a resistividade elétrica do solo com o valor de 100 $\Omega \cdot m$, por exemplo, a distância máxima para validade da fórmula de Carson-Clem é de 116 metros.

2.8.4 Fórmula de Deri

A grande parte das expressões e aproximações para a integral de Carson, são para faixas de frequências definidas e não podem ser utilizadas para altas frequências, o que dificulta a utilização desses métodos para cálculo de impedâncias em regime transitório, em que podem ocorrer componentes harmônicas de frequências altas. Tendo em vista esses aspectos, Deri elaborou uma fórmula para cálculo de impedâncias com erros baixos até para altas frequências, podendo ser usada até mesmo em regime transitório de operação da LT, com componentes harmônicas até 20 kHz a depender do afastamento entre os condutores (DERI; TEVAN, 1981).

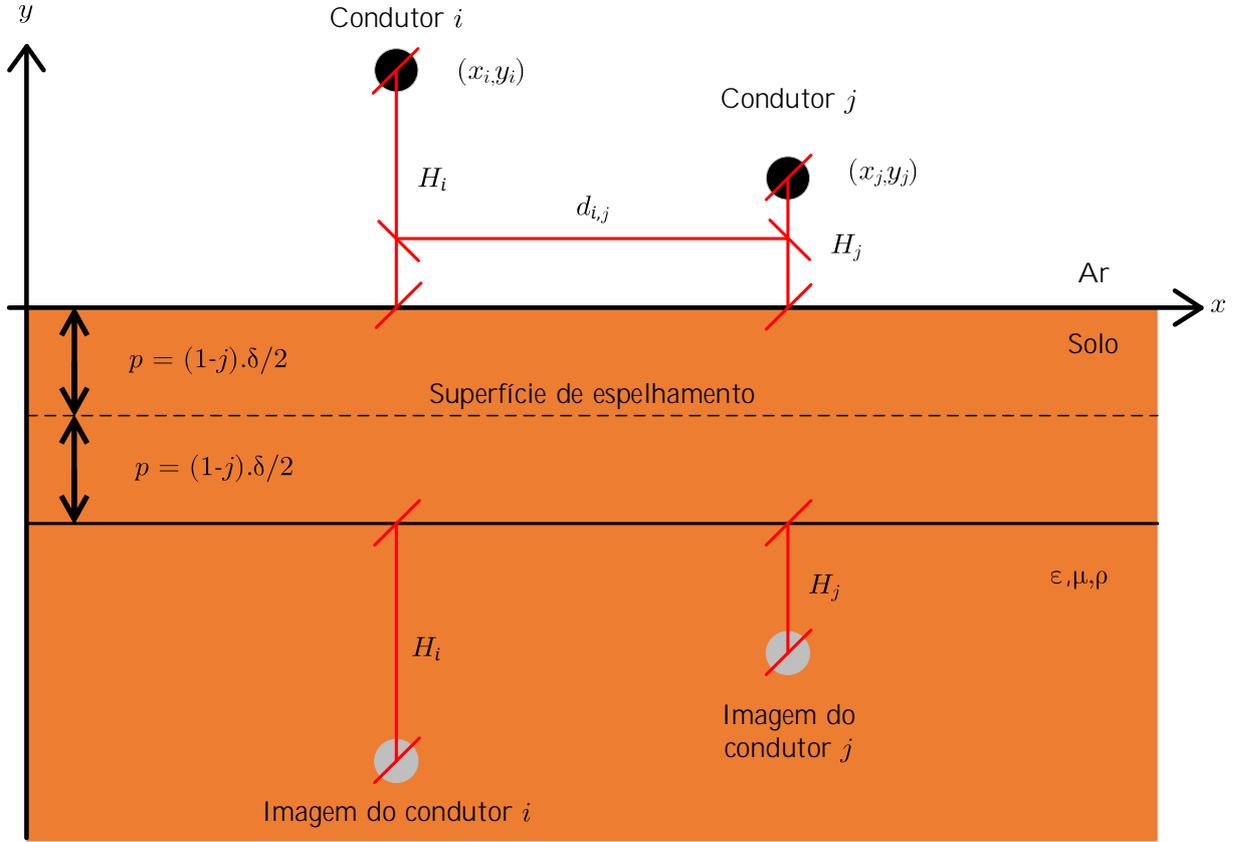
A Figura 2.8 apresenta uma geometria qualquer composta por dois condutores aéreos paralelos (i e j), sobre um solo de resistividade ρ e com uma profundidade infinitesimal p , utilizada por Deri em sua formulação.

Considerando que a intensidade do campo magnético é a mesma na direção x e desconsiderando a corrente de dispersão, o fluxo magnético total no condutor aéreo é o mesmo fluxo gerado por uma corrente igualmente distribuída em um plano de profundidade infinitesimal p , ou seja, pela corrente que retorna por uma profundidade infinitesimal p . A formulação de Deri assume que a corrente que retorna pelo solo está totalmente concentrada nesse plano de profundidade infinitesimal p . Conseqüentemente, esse plano é utilizado como superfície de espelhamento para a obtenção das imagens dos condutores aéreos, como apresentado na Figura 2.8 (DERI; TEVAN, 1981).

Essa profundidade é numericamente obtida, em metros, por:

$$p = (1 - j) \frac{\delta}{2} = \sqrt{\frac{\rho}{j\omega\mu_0}}. \quad (2.27)$$

Figura 2.8: Profundidade de penetração complexa e espelhamento da superfície para as imagens dos condutores.



Fonte: Autoria própria.

Com a profundidade p definida e tendo como base a geometria observada na Figura 2.8, a fórmula de Deri é descrita como:

$$Z_{i,i} = j\omega \frac{\mu_0}{2\pi} \ln \left(\frac{2(H_i + p)}{r_i} \right), \quad (2.28)$$

$$Z_{i,j} = j\omega \frac{\mu_0}{2\pi} \ln \left(\frac{\sqrt{(H_i + H_j + 2p)^2 + d_{i,j}^2}}{\sqrt{(H_i - H_j)^2 + d_{i,j}^2}} \right), \quad (2.29)$$

em que H_i e H_j são as alturas dos condutores i e j , respectivamente, dadas em metros; $d_{i,j}$ é a distância horizontal entre os condutores i e j , em metros e p é a profundidade infinitesimal complexa, em metros;

De acordo com Deri & Tevan (1981), a formulação é uma boa aproximação para todas as

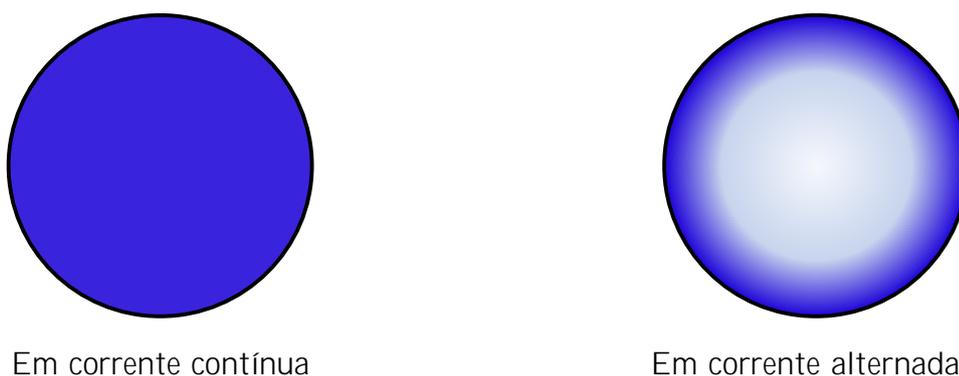
faixas de frequência até 20 kHz, apresentando aproximadamente 15% de erro para o pior caso. Apesar disso, com uma frequência pré-estabelecida, a expressão de Deri tende a aumentar o erro com o aumento das distâncias entre os condutores i e j , como se investiga no capítulo seguinte.

2.9 EFEITO PELICULAR

Quando uma corrente elétrica contínua flui em um condutor de seção transversal finita, a densidade de corrente tende a se distribuir de maneira uniforme nessa seção. No caso de uma corrente alternada a densidade de corrente começa a ter uma distribuição não uniforme na seção transversal do condutor, acentuando as diferenças de densidade de corrente nas regiões do interior do condutor com o aumento da frequência (DWIGHT, 1918; KENELLY *et al.*, 1915).

Considerando um condutor sólido e de geometria cilíndrica, o aumento da frequência tende a distribuir a densidade de corrente na periferia da seção transversal do condutor. Em altas frequências a densidade de corrente se concentra na superfície externa do condutor, na "pele do condutor", originando o efeito conhecido como pelicular. A Figura 2.9 apresenta a distribuição de corrente em um condutor com seção tubular (DWIGHT, 1918; KENELLY *et al.*, 1915).

Figura 2.9: Distribuição de corrente em um condutor tubular.



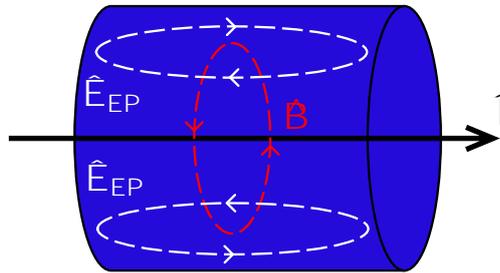
Fonte: Autoria própria.

A diminuição da área com grande densidade de corrente, causada pelo efeito pelicular, acarreta no aumento da resistência interna do condutor decorrente da diminuição da seção transversal ativa de passagem da corrente no condutor.

Esse aumento de resistência ocorre devido ao fluxo desigual ocasionado pela corrente alternada \hat{I} ao longo da seção transversal do condutor. A corrente \hat{I} produz um campo magnético rotacional \hat{B} no interior e ao redor do condutor. Quando a intensidade de corrente do condutor varia com o tempo, o campo magnético também varia, de acordo com a lei de Ampere (ORFANIDIS, 2016).

Segundo a lei de Faraday-Lenz (ORFANIDIS, 2016), a mudança no campo magnético, por sua vez, cria um campo elétrico \hat{E}_{EP} . O campo elétrico \hat{E}_{EP} , que se opõe à variação da intensidade de corrente, possui maior intensidade no centro do condutor, forçando os elétrons para a extremidade da seção. Assim, a densidade líquida de corrente é maior na superfície do condutor do que no centro. A Figura 2.10 apresenta o mecanismo responsável pelo efeito pelicular de forma simplificada.

Figura 2.10: Ilustração do mecanismo responsável pelo efeito pelicular.



Fonte: Autoria própria.

A profundidade de penetração pelicular δ é um parâmetro comumente utilizado em estudos de efeito pelicular e representa o ponto da seção transversal que possui cerca de 63% da corrente que flui pela superfície do condutor. A profundidade de penetração pelicular, em metros, pode ser definida como (WHEELER, 1942):

$$\delta = \sqrt{\frac{2\rho_{cond}}{\omega\mu_{cond}}}, \quad (2.30)$$

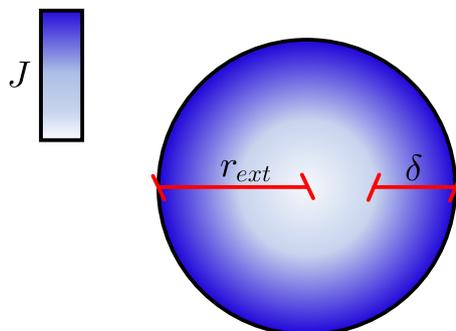
em que ρ_{cond} corresponde à resistividade elétrica do condutor, em ohms.metro; ω é a frequência angular do sistema, em radianos por segundo e μ_{cond} é a permeabilidade magnética do condutor,

em H/m.

De acordo com Wheeler (1942), a densidade de corrente J em um condutor de seção circular diminui exponencialmente a partir do seu valor na superfície J_s , de acordo com o raio externo do condutor, conforme expresso em (2.9). A Figura 2.11 ilustra a profundidade de penetração pelicular.

$$J = J_s \cdot e^{-\frac{r_{ext}}{\delta}} \quad (2.31)$$

Figura 2.11: Densidade de corrente J e a profundidade de penetração pelicular δ .



Fonte: Autoria própria.

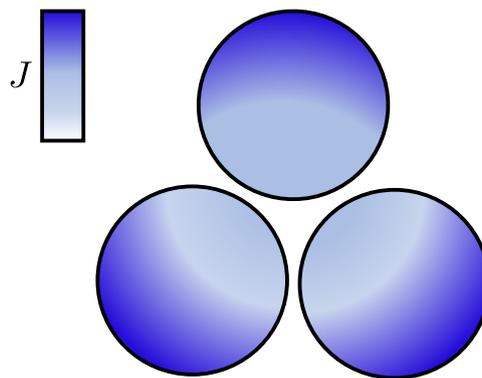
A resistência R , em ohms, de um condutor com comprimento L , em metros, e área efetiva A de condução uniforme, em metros quadrados, pode ser estimada por meio de (2.9). Como a área efetiva do condutor diminui com o efeito pelicular as perdas no condutor por efeito Joule tendem a aumentar.

$$R = \frac{\rho_{cond}L}{A} \quad (2.32)$$

Um dos métodos mais utilizados para diminuição das perdas causadas pelo efeito pelicular é a utilização de condutores com menor raio em paralelo, porém essa solução acarreta no surgimento do efeito de proximidade. Esse efeito ocorre pelos mesmos motivos do efeito pelicular mas é causado pela interação do fluxo magnético gerado por um condutor em relação ao outro

condutor. A interação magnética causada pelo efeito de proximidade faz com que a distribuição da densidade de corrente presente nos condutores se concentre em uma das suas extremidades, dependendo da orientação da corrente (DWIGHT, 1922; CHAVES; CHAGAS, 2016).

Figura 2.12: Ilustração do efeito de proximidade.



Fonte: Autoria própria.

Apesar da utilização de condutores com raios menores e em paralelo atenuar as perdas ocasionadas pelo efeito pelicular, as perdas por efeito Joule não são extintas do condutor devido ao efeito de proximidade que ocorre ao utilizar essa configuração (CHAVES; CHAGAS, 2016).

Além disso, o efeito pelicular pode ser agravado de acordo com as características do material do condutor e com o aumento da frequência, causando uma diferença significativa na impedância própria do condutor para alguns casos e com isso, sendo necessário considerar esse efeito na construção dos parâmetros da LT (WHEELER, 1942).

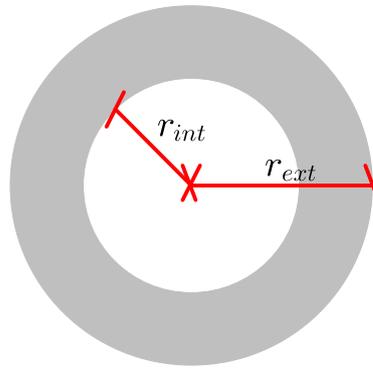
2.9.1 Cálculo da impedância interna dos condutores com inclusão do efeito pelicular

A impedância interna do condutor considerando o efeito pelicular, é chamada de impedância de corrente alternada (CA), devido à esse efeito se dar apenas nesse tipo de corrente. A solução exata para o cálculo da impedância CA para cabos isolados, com seção transversal circular e de comprimento infinito baseada na função Kelvin, de ordem zero, de primeira (ber, bei) e segunda espécie (ker, kei) e suas derivadas (ber', bei', ker', kei') é (DWIGHT, 1918; KENELLY *et al.*, 1915; OLIVER *et al.*, 2010):

$$Z_{CA} = R_{CA} + j\omega L_{CA}, \quad (2.33)$$

$$Z_{CA} = \left[\frac{R_{CC}jm(r_{ext}^2 - r_{int}^2)}{2r_{ext}} \left(\frac{ber(mr_{ext}) + jbei(mr_{ext}) + Cker(mr_{ext}) - jCkei(mr_{ext})}{ber'(mr_{ext}) + jbei'(mr_{ext}) + Cker'(mr_{ext}) - jCkei'(mr_{ext})} \right) \right], \quad (2.34)$$

Figura 2.13: Raio externo e interno do condutor.



Fonte: Autoria própria.

sendo R_{CA} a resistência interna do condutor em CA, em ohms por metro; L_{CA} é a indutância interna com efeito pelicular adicionado, em ohms por metro; R_{CC} a resistência interna do condutor em corrente contínua (CC), em ohms por metro, e r_{int} e r_{ext} são, respectivamente, o raio interno e externo do condutor, em metros. As constantes m e C são descritas em (2.35) e (2.36), respectivamente.

$$m = \sqrt{\frac{\omega\mu_{cond}}{\rho_{cond}}} \quad (2.35)$$

$$C = \frac{ber'(mr_{int}) + jbei'(mr_{int})}{ker'(mr_{int}) + jkei'(mr_{int})} \quad (2.36)$$

As funções de Kelvin são funções que pertencem à família das funções Bessel. Os termos *ber* e *bei* são abreviações de "Bessel real" e "Bessel imaginário" (DWIGHT, 1918; KENELLY *et al.*, 1915; OLIVER *et al.*, 2010). As partes real e imaginária da função de primeira espécie de

Kelvin de ordem n e suas derivadas são representadas em expansão de séries de potência, dadas por:

$$ber(n,q) = \left(\frac{q}{2}\right)^n \sum_{k \geq 0} \frac{\cos\left[\left(\frac{3n}{4} + \frac{k}{2}\right)\pi\right]}{k!(n+k)!} \cdot \left(\frac{q^2}{4}\right)^k, \quad (2.37)$$

$$bei(n,q) = \left(\frac{q}{2}\right)^n \sum_{k \geq 0} \frac{\sin\left[\left(\frac{3n}{4} + \frac{k}{2}\right)\pi\right]}{k!(n+k)!} \cdot \left(\frac{q^2}{4}\right)^k, \quad (2.38)$$

$$ber'(n,q) = \frac{ber(n+1,q) + bei(n+1,q)}{\sqrt{2}} + \frac{n \cdot ber(n,q)}{q}, \quad (2.39)$$

$$bei'(n,q) = \frac{bei(n+1,q) - ber(n+1,q)}{\sqrt{2}} + \frac{n \cdot bei(n,q)}{q}, \quad (2.40)$$

as partes real e imaginária da função de Kelvin de segunda espécie, de ordem n , e suas derivadas são:

$$\begin{aligned} ker(n,q) = & 0,5 \cdot (0,5q)^{-n} \sum_{k=0}^{n-1} \frac{(n-k-1)!}{k!} \cos(0,75n\pi + 0,5k\pi) \cdot (0,25q^2)^k - \ln(0,5q) \cdot ber(n,q) \\ & + 0,25\pi bei(n,q) + 0,5 \cdot (0,5q)^n \sum_{k \geq 0} \frac{\Psi(k+1) + \Psi(n+k+1)}{k!(n+k)!} \cos(0,75n\pi + 0,5k\pi) \cdot (0,25q^2)^k, \quad (2.41) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} kei(n,q) = & -0,5 \cdot (0,5q)^{-n} \sum_{k=0}^{n-1} \frac{(n-k-1)!}{k!} \sin(0,75n\pi + 0,5k\pi) \cdot (0,25q^2)^k - \ln(0,5q) \cdot bei(n,q) \\ & + 0,25\pi ber(n,q) + 0,5 \cdot (0,5q)^n \sum_{k \geq 0} \frac{\Psi(k+1) + \Psi(n+k+1)}{k!(n+k)!} \sin(0,75n\pi + 0,5k\pi) \cdot (0,25q^2)^k, \quad (2.42) \end{aligned}$$

$$ker'(n,q) = \frac{ker(n+1,q) + kei(n+1,q)}{\sqrt{2}} + \frac{n \cdot ker(n,q)}{q}, \quad (2.43)$$

$$kei'(n,q) = \frac{kei(n+1,q) - ker(n+1,q)}{\sqrt{2}} + \frac{n \cdot kei(n,q)}{q}, \quad (2.44)$$

em que q , em metros, é

$$q = \frac{2r_{ext}}{\sqrt{2\delta}}, \quad (2.45)$$

e Ψ é a função digama, que para números inteiros e positivos pode ser calculada da seguinte forma (OLIVER *et al.*, 2010):

$$\Psi(x) = -0,5772157 + \sum_{k=1}^{x-1} \frac{1}{k}. \quad (2.46)$$

Devido à dificuldade de se calcular a impedância interna com o efeito pelicular incluído, algumas tabelas são utilizadas com a razão entre as resistências CA e CC e também com as indutâncias CA e CC em várias faixas de frequência, com o intuito de aproximar o cálculo obtido em (2.34) e facilitar a inclusão do efeito nos cálculos de parâmetros da LT. A Tabela 2.6 apresenta valores de referência, para um condutor sólido e de seção transversal circular.

Tabela 2.6: Efeito pelicular em um condutor tubular.

Frequência [Hz]	R_{CA}/R_{CC}	L_{CA}/L_{CC}
10	1,0041	0,908019
60	1,1347	0,854219
100	1,3213	0,779083
1000	3,7213	0,272232
10000	11,2289	0,086401
100000	34,9597	0,027331

Fonte: Autoria própria.

Observando a Tabela 2.6 é possível perceber que a influência do efeito pelicular sobre os parâmetros da LT já são observados na frequência de 60 Hz e, apesar de serem pequenas, percebe-se uma diferença de 13,47% na resistência e 14,68% na indutância dos condutores. Porém, olhando para frequências mais altas, normalmente atingidas em regime transitório, o efeito pelicular é indispensável para o cálculo da impedância interna dos condutores, podendo alterar significativamente a resposta obtida.

2.10 SÍNTESE DO CAPÍTULO

Nesse capítulo foi realizada uma exposição dos conceitos e fenômenos fundamentais para compreender os principais mecanismos da ocorrência de interferências eletromagnéticas entre

LTs e tubulações metálicas, com ênfase no acoplamento indutivo e nas variáveis determinantes para o cálculo de tensões induzidas.

Inicialmente foram discutidos a física dos mecanismos do acoplamento indutivo, descrevendo conceitos básicos e discutindo acerca dos perigos associados ao fenômeno, que se resumem a eletrocussão de pessoas e danos às instalações envolvidas. Ainda, foram apresentados os limites de suportabilidade nominais de equipamentos e dispositivos comumente empregados em linhas de transporte dutoviário e limites de segurança estabelecidos em normas para situações de interferências eletromagnéticas. Posteriormente, foram apresentados o esquema de subdivisão de traçados complexos em paralelismos equivalentes adotados durante o decorrer do trabalho e os cálculos da tensão induzida decorrentes do acoplamento indutivo. Por fim, foram realizadas demonstrações de fórmulas para cálculo de impedâncias difundidas no meio acadêmico e do efeito pelicular, devido à exposição dos condutores da LT à correntes alternadas.

No próximo capítulo será discutida mais profundamente a influência da resistividade do solo, da frequência e da distância entre os condutores no cálculo das impedâncias mútuas, bem como a precisão das soluções com diferentes parâmetros, afim de compreender o comportamento e verificar os limites de validade de cada formulação.

CAPÍTULO 3

ESTUDO ACERCA DAS FÓRMULAS DE IMPEDÂNCIA

Previamente à implementação do modelo circuital, baseado na ferramenta computacional ATP, é necessário compreender o comportamento das fórmulas de impedância com relação aos parâmetros envolvidos (resistividade do solo, frequência e distância entre os condutores) com o intuito de verificar em quais situações elas são válidas.

3.1 MOTIVAÇÃO

De acordo com Dommel (1986), o ATP adota a solução de Carson expandida em uma série de potências adaptativas, em que o número de termos é calculado em função dos parâmetros do problema, de modo que a resposta forneça um erro próximo a zero em relação à solução analítica da integral de Carson. O SESTLC, *software* de referência desse trabalho para o cálculo de interferências eletromagnéticas, é reportado por calcular as impedâncias por meio da fórmula de Deri e sabe-se que essa solução pode ter até 15% de discrepância com relação a solução analítica dependendo do valor dos parâmetros envolvidos (DERI; TEVAN, 1981).

Portanto, antes de implementar a metodologia proposta, realizar simulações interferências eletromagnéticas e estabelecer comparações com o *software* referência é importante estudar e conhecer a abordagem utilizada por cada ferramenta computacional.

3.1.1 Exemplo de discrepância entre as matrizes impedâncias

Analisando a matriz impedância de um estudo de caso típico de interferências eletromagnéticas, em que nas extremidades o duto chega a ter quase 2500 metros de afastamento em relação ao eixo da LT, têm-se as seguintes matrizes de impedância:

$$\mathbf{Z}_{SESTLC} = \begin{bmatrix} 15.35 + j86.2 & 5.66 + j39.42 & 5.67 + j39.35 & 5.66 + j39.42 & 0.54 + j0.06 \\ 5.66 + j39.42 & 15.33 + j86.24 & 5.67 + j43.04 & 5.63 + j41.48 & 0.55 + j0.06 \\ 5.67 + j39.35 & 5.67 + j43.04 & 15.37 + j86.20 & 5.65 + j37.42 & 0.54 + j0.06 \\ 5.66 + j39.42 & 5.63 + j41.48 & 5.65 + j37.42 & 348 + j120.2 & 0.55 + j0.06 \\ 0.54 + j0.06 & 0.55 + j0.06 & 0.54 + j0.06 & 0.55 + j0.06 & 14.60 + j71.52 \end{bmatrix} \times 10^{-2},$$

$$\mathbf{Z}_{ATP} = \begin{bmatrix} 15.75 + j88.09 & 5.59 + j38.92 & 5.61 + j38.84 & 5.57 + j38.83 & 0.58 + j0.011 \\ 5.59 + j38.92 & 15.73 + j88.12 & 5.60 + j42.53 & 5.56 + j40.98 & 0.58 + j0.012 \\ 5.61 + j38.84 & 5.60 + j42.53 & 15.77 + j88.07 & 5.58 + j36.93 & 0.58 + j0.009 \\ 5.57 + j38.83 & 5.56 + j40.98 & 5.58 + j36.93 & 354.8 + j95.66 & 0.59 + j0.016 \\ 0.58 + j0.011 & 0.58 + j0.012 & 0.58 + j0.009 & 0.59 + j0.016 & 14.57 + j66.07 \end{bmatrix} \times 10^{-2},$$

em que \mathbf{Z}_{ATP} é a matriz impedância gerada pelo ATP a partir do método proposto, em ohms por quilômetro e \mathbf{Z}_{SESTLC} é a matriz impedância gerada pelo SESTLC, em ohms por quilômetro. As matrizes impedância estão dispostas conforme explicado em (2.7).

No caso das matrizes \mathbf{Z}_{ATP} e \mathbf{Z}_{SESTLC} , os 3 primeiros índices são referentes às fases da LT, seguidos do índice 4, que contém os parâmetros do cabo para-raios e por último o índice que possui os parâmetros da tubulação metálica.

Observando as matrizes \mathbf{Z}_{ATP} e \mathbf{Z}_{SESTLC} é possível perceber uma discrepância entre as duas respostas, principalmente nas impedâncias mútuas que envolvem a tubulação. Assim sendo, segue-se uma análise mais aprofundada das fórmulas de impedância afim de compreender a natureza das diferenças observadas.

3.2 PRECISÃO DAS FÓRMULAS PARA O CÁLCULO DE IMPEDÂNCIA MÚTUA

Ao se estudar os problemas da interferência eletromagnética entre LTs e tubulações metálicas uma das variáveis mais importantes do sistema é o cálculo de impedância mútua. Com o intuito de analisar a precisão das fórmulas para o cálculo de impedâncias mútuas, apresentadas na Seção 2.8, são realizados dois estudos relacionando a frequência, resistividade do solo e a distância entre os condutores para o cálculo da impedância mútua, tendo como referência a solução analítica de Carson, visando compreender o comportamento e a precisão dessas fórmulas em diversas situações.

O primeiro estudo consiste em analisar a precisão das fórmulas apresentadas anteriormente com relação a solução analítica de Carson, variando a distância entre os condutores. Em

seguida, é realizada a mesma análise apenas com a formulação de Carson expandida em série de potências, com frequência e resistividade do solo constantes, variando a distância entre os condutores e o número de termos utilizados na série de potências. Por último, é realizado um estudo mais aprofundado da solução de Carson expandida em série de potências e sua precisão, variando frequência, resistividade do solo, distância entre os condutores e o número de termos utilizados na série de potências, tendo como referência a solução analítica de Carson.

3.2.1 Análise de erros entre as diversas fórmulas para cálculo de impedâncias mútuas

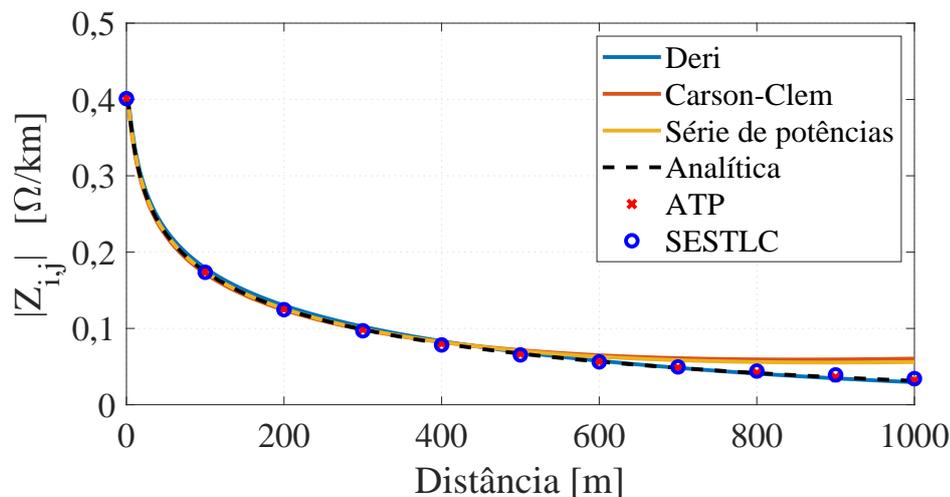
As diversas fórmulas e aproximações procuram contornar o problema da não convergência da integral imprópria encontrada na fórmula analítica de Carson, mas introduzem erros nos cálculos dos parâmetros que, por vezes, podem ser significativos para a validade do estudo em questão. Com o objetivo de estudar as respostas obtidas pelas fórmulas de Carson com expansão em série de potências, Carson-Clem e Deri é realizada a análise do erro que essas fórmulas introduzem no cálculo de parâmetros, quando comparadas com a fórmula analítica.

No estudo do fenômeno de acoplamento indutivo, em regime permanente, o erro causado pelas distâncias entre o circuito alvo e o fonte pode ser expressivo, já que em alguns casos as distâncias entre os dois circuitos podem ser grandes, podendo alcançar a ordem de quilômetros.

Então, afim de analisar a introdução dos erros da distância nos cálculos das impedâncias mútuas entre as diversas fórmulas, é executado um estudo de caso simplificado. Esse estudo consiste em calcular a impedância mútua com as fórmulas descritas na Seção 2.8 e, além disso, calcular por meio da metodologia proposta, utilizando o ATP, e por meio do SESTLC, *software* de referência para o cálculo de interferências eletromagnéticas desse trabalho, comparando-as para diversas distâncias entre os condutores. Considerando a frequência a 60 Hz e a resistividade elétrica do solo a $100 \Omega.m$, ambas constantes, a Figura 3.1 apresenta o módulo da impedância mútua em função da distância entre os condutores.

Nesse estudo são utilizados apenas os dois primeiros termos das séries (2.19) e (2.20) para o cálculo da impedância mútua.

O erro relativo é calculado tomando como referência a solução descrita em (3.1). A impedância mútua utilizada como referência é a obtida pela solução em forma fechada da fórmula

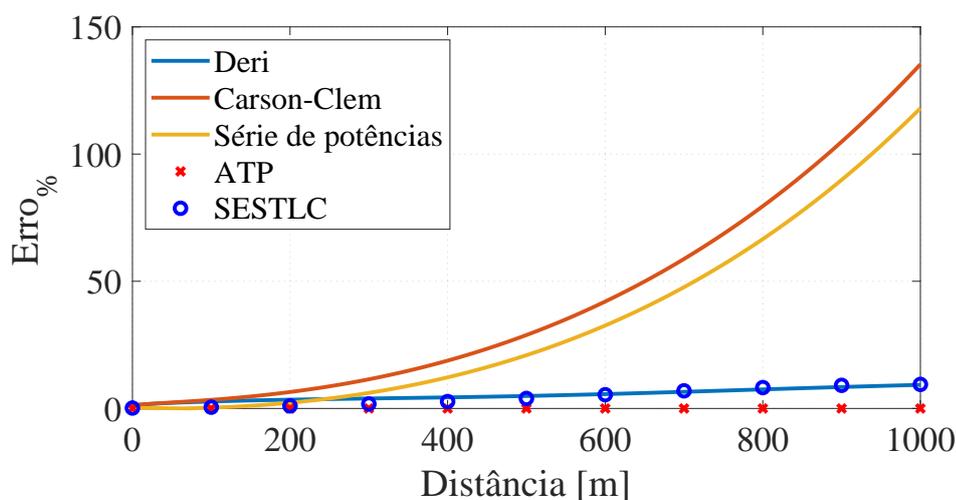
Figura 3.1: Módulo da impedância mútua em função da distância entre os condutores.

Fonte: Autoria própria.

de Carson (THEODOULIDIS, 2015), descrita na Seção 2.8.1 .

$$E_{\%} = 100 \cdot \left| \frac{Z_{i,j} - Z_{i,j}^{Analítica}}{Z_{i,j}^{Analítica}} \right| \quad (3.1)$$

A Figura 3.2 apresenta o erro relativo entre fórmulas de Carson expandida em série de potências, Carson-Clem e Deri, pelo método proposto e por último pelo *software* de referência.

Figura 3.2: Erro relativo do módulo das impedâncias mútuas em função da distância entre os condutores.

Fonte: Autoria própria.

A partir da Figura 3.2 é possível perceber que com até 300 metros de afastamento entre

os condutores todas as fórmulas apresentam um bom resultado, as piores soluções chegando em torno de 10% de erro relativo. Entretanto, para grandes distâncias, acima de 500 metros de afastamento, as aproximações introduzem erros bastante significativos que provavelmente invalidariam o estudo, com exceção da fórmula de Deri. A fórmula de Deri é uma aproximação eficiente, chegando em torno de 10% de erro para um afastamento de um quilômetro entre os condutores, erro muito mais baixo que as outras formulações que chegam a 130% para uma mesma distância.

De acordo com Dommel (1986), o ATP, utilizado no método proposto, calcula as impedâncias mútuas por meio da expansão das série de potências para a integral de Carson, mas observando a Figura 3.2 é possível perceber que é utilizado um número suficientemente alto de termos para que a resposta seja bem próxima à da resposta da solução analítica. Por outro lado, percebe-se que o *software* de referência, possui uma proximidade com a resposta obtida pela fórmula de Deri, sendo a formulação adotada pelo SESTLC. Com isso, para grandes distâncias, é possível observar um erro significativo entre o método proposto e a referência adotada.

3.2.2 Análise da precisão da solução de Carson expandida em série de potências para o cálculo de impedâncias mútuas com frequência e resistividade do solo constantes

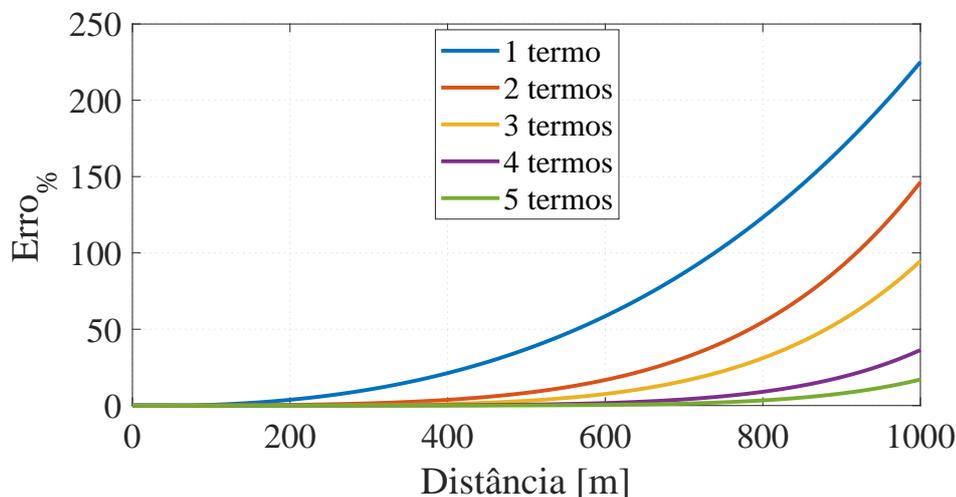
Considerando a resistividade do solo e a frequência constantes, para a solução da integral de Carson por meio da expansão em série de potências ser considerada uma boa aproximação para cálculo de impedâncias mútuas deve-se levar em conta dois fatores: a distância entre os condutores e o número de termos da série de potências utilizados na solução.

Com o objetivo de testar a precisão da expansão em série de potências, descrita em (2.18) - (2.21), com relação ao número de termos utilizados na solução, é executada uma análise do erro em função do número de termos e da distância existente entre os condutores. Os parâmetros utilizados nesse estudo são a resistividade elétrica fixada em 100 $\Omega.m$ e a frequência de operação do sistema considerada 60 Hz.

O erro relativo é calculado conforme definido em (3.1) e tomando como referência a resposta analítica da equação de Carson. A Figura 3.3, apresenta o erro relativo do módulo das impedâncias mútuas calculadas por meio da expansão de série de potências de Carson, variando a

quantidade de termos utilizados na solução, em função da distância entre os condutores.

Figura 3.3: Erro relativo do módulo das impedâncias mútuas em função da distância entre os condutores, variando o número de termos da solução expandida em série de potências.



Fonte: Autoria própria.

A partir da Figura 3.3 percebe-se que para até 300 metros de distância entre os condutores, mesmo a solução utilizando apenas um termo da série de potências é válida, sendo o pior caso com aproximadamente 10% de erro. Com o incremento das distâncias entre os dois condutores existe a necessidade da utilização de mais termos na solução, com o intuito de se obter o menor erro a um grande afastamento entre os condutores.

Além disso, observa-se que uma solução com 4 ou mais termos é suficientemente precisa até para afastamentos de 800 metros entre os condutores, com aproximadamente 7% de erro com relação a fórmula analítica de Carson.

3.2.3 Análise da precisão da solução de Carson expandida em série de potências para o cálculo de impedâncias variando a frequência, a resistividade do solo e a distância entre os condutores

Um último estudo é realizado afim de observar a precisão da fórmula de Carson expandida em série de potências, apresentada na Seção 2.8, visando compreender a relação do erro com as variáveis frequência, distância entre os condutores e resistividade do solo e, além disso, em quais situações é vantajoso o uso dessa aproximação.

Esse estudo consiste em calcular o erro relativo entre os módulos da solução expandida em série de potência de Carson, descrita em (2.18) - (2.21) e da solução analítica para diversas faixas de frequência, de distância entre os condutores, de resistividade do solo e para várias quantidades de termos utilizados na solução.

A faixa de frequência utilizada nesse estudo é entre 1 Hz e 1 MHz, abrangendo as frequências de regime permanente (entre 50 e 60 Hz), as frequências mais comuns em regime transitório (entre 1 kHz e 100 kHz) e a faixa de frequências comum em descargas atmosféricas (aproximadamente 1 MHz).

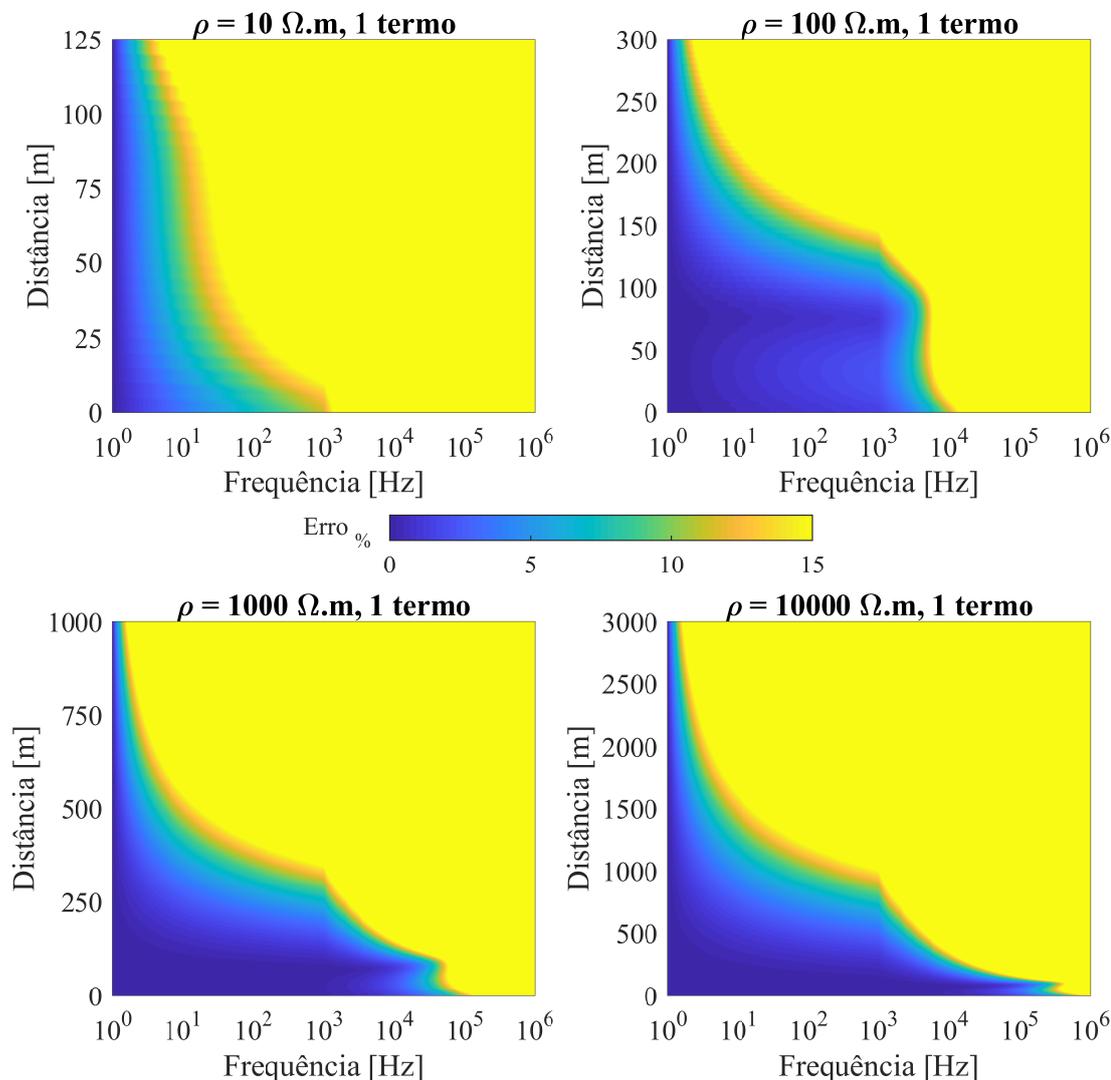
A faixa de resistividade do solo utilizada é entre 10 $\Omega.m$ e 10000 $\Omega.m$, abrangendo uma ampla faixa de solos reais.

As Figuras 3.4 a 3.8 apresentam os erros, calculados conforme descrito em (3.1), encontrados para as faixas de frequência e resistividades determinadas. Os gráficos de superfície apresentam os erros entre 0 a 15% com relação a fórmula analítica de Carson. Essa faixa de erro é escolhida levando em conta a formulação de Deri, obtendo erro de até 15% nos piores casos (DERI; TEVAN, 1981).

Analisando a superfície representada na Figura 3.4, resposta obtida apenas com um termo da série de potências, observa-se que com a resistividade a 10 $\Omega.m$ são obtidos resultados dentro de uma faixa de 10% de erro apenas em faixas de frequência abaixo de 10 Hz e com uma distância entre os condutores menor que 125 metros.

Considerando a resistividade do solo a 100 $\Omega.m$, usualmente utilizada em estudos de interferência eletromagnética, percebe-se que até 1 kHz de frequência e até 100 metros de afastamento entre os condutores têm-se resultados dentro da faixa de erro estipulada (FURLAN, 2015; MARTINS-BRITTO, 2017a; FRAIJI; BASTOS, 2007). Observando a faixa de 60 Hz têm-se bons resultados até uma distância próxima de 150 metros, confirmando o limite imposto por Furlan (2015), de 116 metros, para utilização da fórmula de Carson-Clem nessas condições, fórmula derivada das primeiras parcelas da série de potências de Carson.

Figura 3.4: Erro relativo do módulo das impedâncias mútuas em função da distância, resistividade do solo e frequência, utilizando um termo da série de potências.

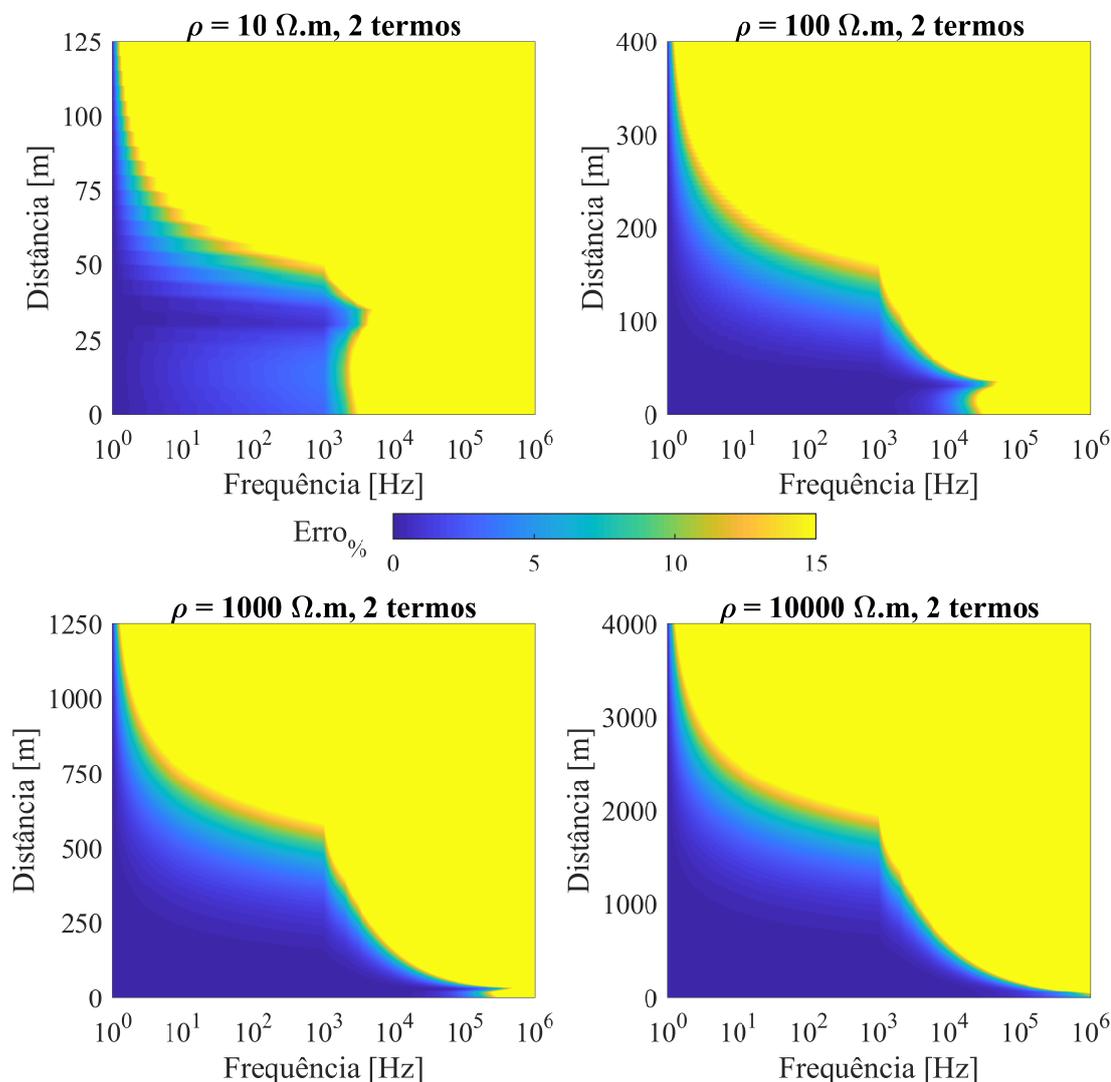


Fonte: Autoria própria.

Aumentando a resistividade do solo para $1000 \Omega.m$, observa-se que existe uma melhora tanto na distância como na faixa de frequência, chegando a 1000 metros de afastamento entre os condutores para baixas frequências, com erros abaixo de 10% e chegando a 10 kHz de frequência, com uma distância de até 150 metros com resultados dentro dessa faixa de erro.

Por último, utilizando a resistividade do solo a $10000 \Omega.m$, têm-se os melhores resultados com apenas um termo da série de potências, alcançando 3000 metros de afastamento com uma boa precisão e próximo dos 100 kHz para pequenas distâncias entre os condutores.

Figura 3.5: Erro relativo do módulo das impedâncias mútuas em função da distância, resistividade do solo e frequência, utilizando dois termos da série de potências.

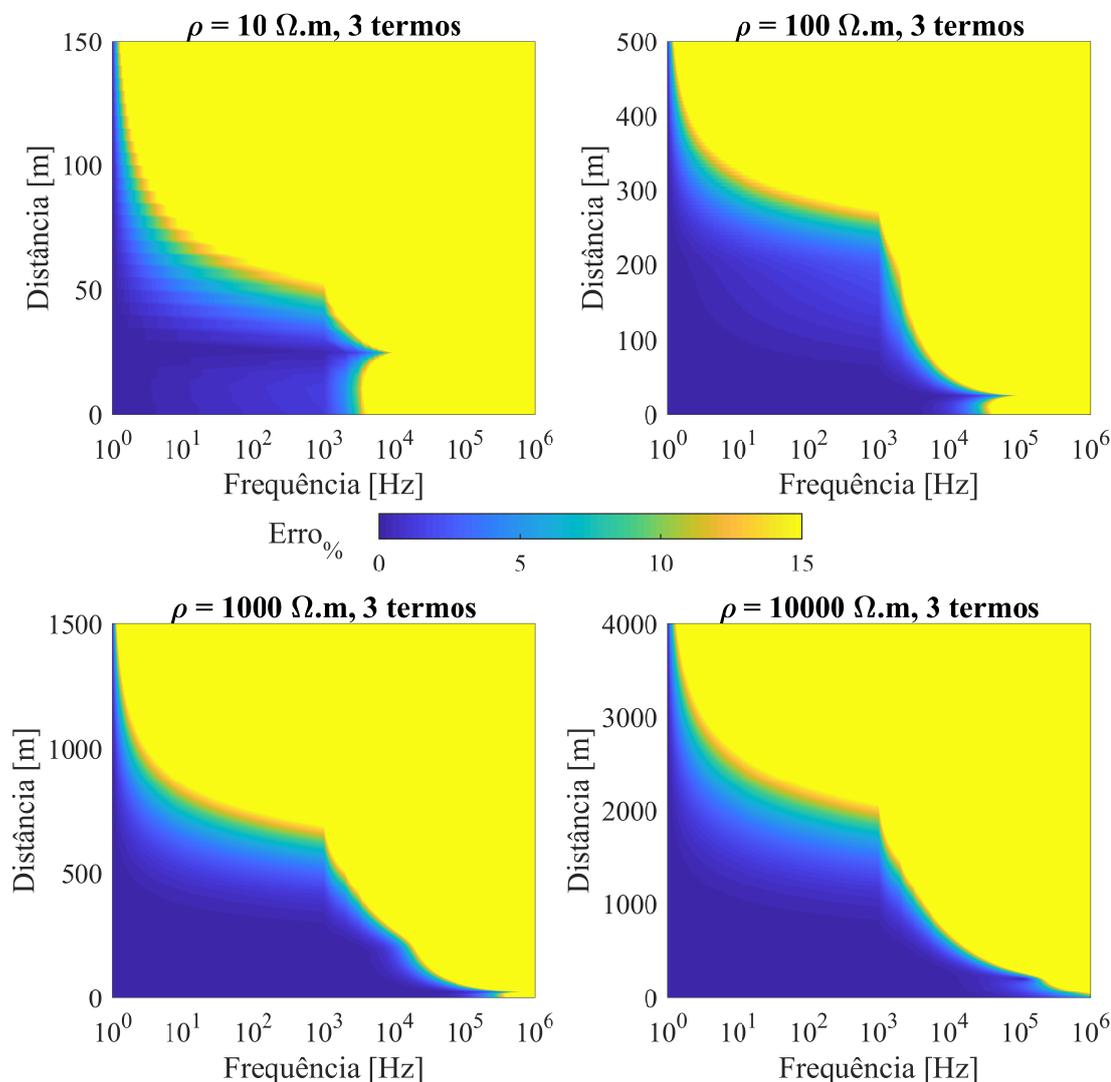


Fonte: Autoria própria.

A Figura 3.5 apresenta os erros relativos utilizando dois termos da série de potências de Carson.

O incremento de um termo na resposta, resultou em um aumento de precisão em faixas maiores de frequência e de maiores distanciamentos entre os condutores em todos os casos, principalmente com a resistividade do solo baixa, com $10 \Omega.m$, que passou a ter uma boa precisão em até 1 kHz de frequência e distâncias de até 125 metros. Observando o caso de maior resistividade, é possível atingir uma boa aproximação para frequências da ordem de 1 MHz e baixas distâncias entre os condutores.

Figura 3.6: Erro relativo do módulo das impedâncias mútuas em função da distância, resistividade do solo e frequência, utilizando três termos da série de potências.

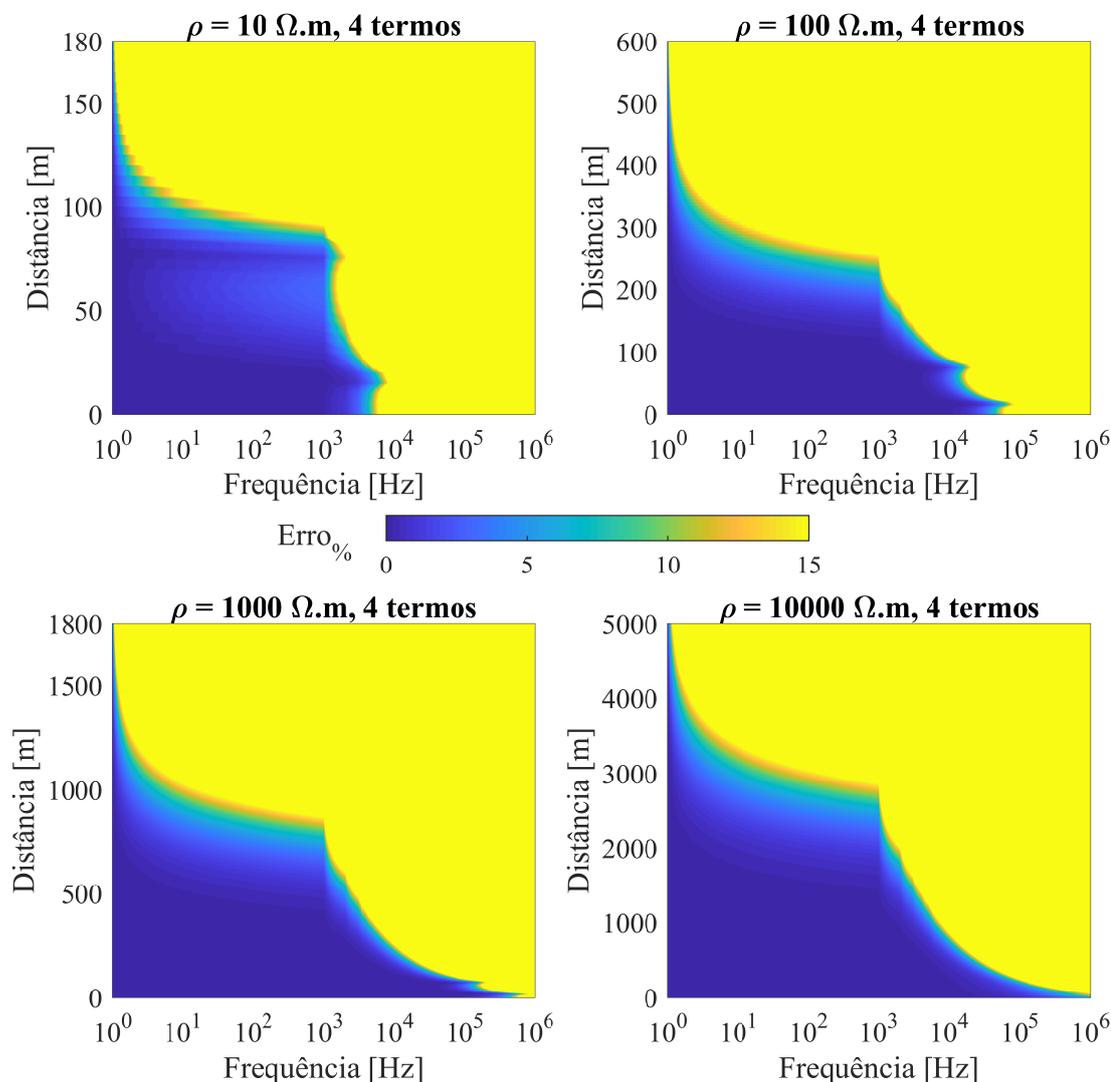


Fonte: Autoria própria.

Os erros relativos ao caso utilizando três termos para a solução da série de potências são representados pela Figura 3.6.

Utilizando três termos da série de potências é possível observar que com a resistividade do solo a $10 \Omega.m$ obtêm-se uma boa precisão a 150 metros de distanciamento a baixas frequências. Observando o caso com a resistividade a $100 \Omega.m$, é possível perceber que com esse número de termos é possível obter uma boa precisão para pequenos distanciamentos entre os condutores a uma frequência de 10 kHz.

Figura 3.7: Erro relativo do módulo das impedâncias mútuas em função da distância, resistividade do solo e frequência, utilizando quatro termos da série de potências.

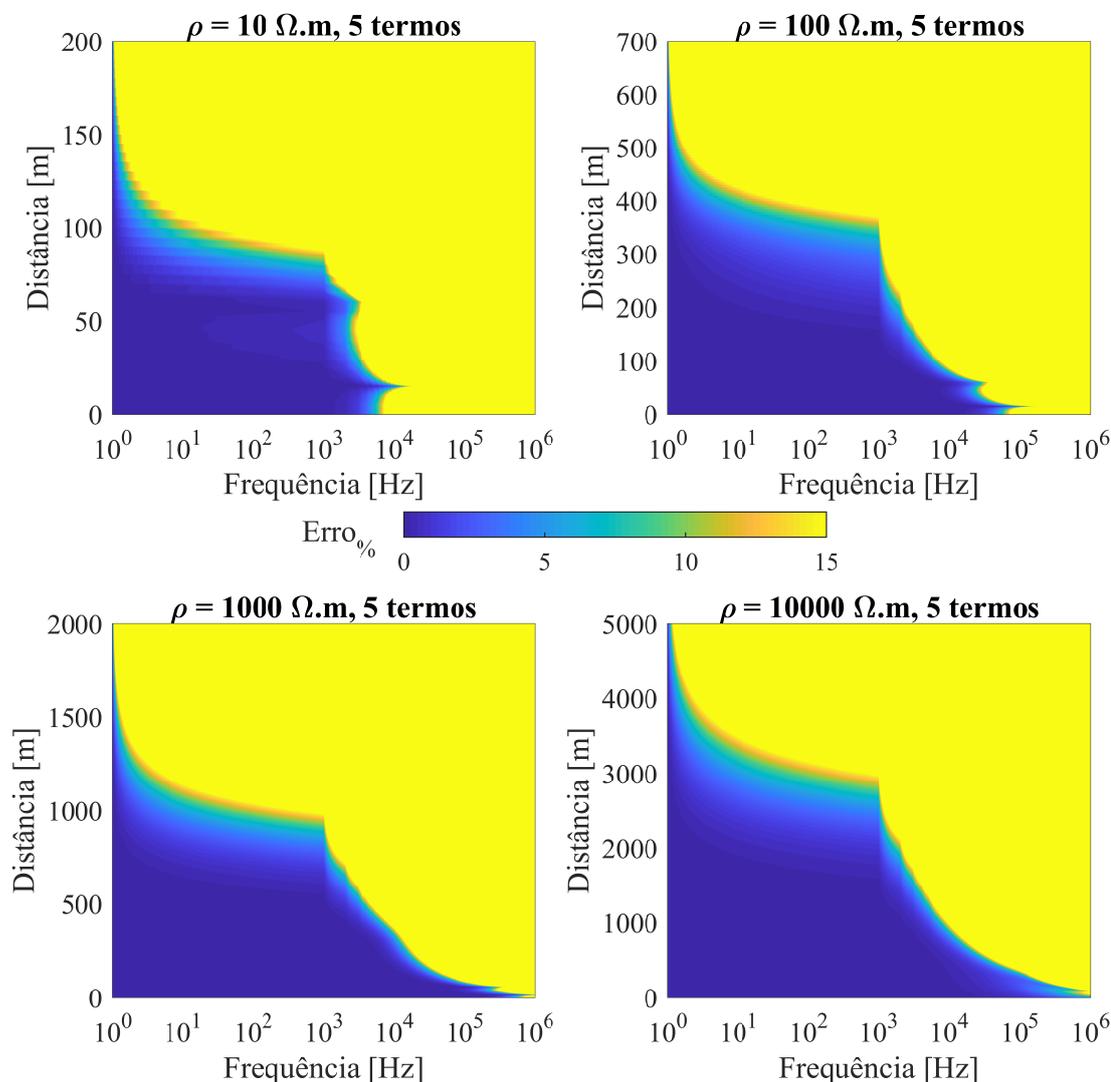


Fonte: Autoria própria.

Na Figura 3.7, observa-se o erro obtido utilizando quatro termos na série de potências. Considerando o caso que possui a resistividade do solo igual a $10000 \Omega.m$, é possível obter resultados com erros inferiores a 10% a um distanciamento de cinco quilômetros, porém a baixas frequências.

O último caso, utilizando cinco termos da série de potências, é apresentado na Figura 3.8. É possível perceber que com a resistividade do solo a $1000 \Omega.m$ pode-se trabalhar em frequências muito próximas a 1 MHz, utilizando um pequeno distanciamento entre os condutores, com erros menores que 15%.

Figura 3.8: Erro relativo do módulo das impedâncias mútuas em função da distância, resistividade do solo e frequência, utilizando cinco termos da série de potências.



Fonte: Autoria própria.

Observando os casos supracitados, utilizando várias quantidades de termos para a solução da série de potências de Carson, observa-se que com o incremento do número de termos a solução tende a aumentar a precisão e também a diminuir o erro para grandes distanciamentos e para grandes faixas de frequência, possibilitando utilizar a formulação de Carson expandida em série de potências para casos com maiores distanciamentos, acima de cinco quilômetros, e em maiores frequências, chegando a 1 MHz, possibilitando trabalhar com erros abaixo de 10% até mesmo no regime transitório da LT.

Com relação a resistividade do solo, é possível perceber que com o aumento da resistividade

do solo é possível aumentar a precisão para o mesmo número de termos utilizados. Isso ocorre pelo fato do termo dependente dessa grandeza na série, em (2.21), estar no denominador e com o aumento das potências da série de Carson a contribuição desse termo tende a zero de maneira mais "rápida", ou seja, tornando possível uma mesma precisão estipulada com um número menor de termos da série.

Com esse estudo, é possível concluir que para determinados valores de frequência, resistividades do solo, distâncias entre os condutores e o número de termos utilizados na série de potências de Carson, a solução pode ter erros inferiores a 15% até mesmo a grandes distâncias e em altas frequências de operação. Sendo assim, essa formulação pode ser utilizada tanto para estudos em regime permanente quanto em regime transitório e, além disso, pode ser utilizada para estudos de acoplamento indutivo com grandes distâncias entre o circuito fonte e o circuito alvo e, ainda assim, apresentar margem de erro inferior a 15%, quando comparada com a resposta analítica de Carson, para determinadas situações.

3.3 SÍNTESE DO CAPÍTULO

Nesse capítulo foram estudadas as fórmulas para cálculo de impedâncias visando compreender o comportamento dessas formulações em função das variações dos parâmetros envolvidos.

Inicialmente realizou-se uma análise da precisão das fórmulas apresentadas na Seção 2.8, fixando frequência e resistividade do solo, variando a distância entre os condutores. No acoplamento indutivo em regime permanente, a frequência e a resistividade do solo influenciam pouco na precisão dos resultados, se comparados com a distância, uma vez que são valores constantes e normais de operação da LT. Um destaque desse estudo foi verificar que o SESTLC possui uma discrepância considerável com relação ao ATP em condições de grandes afastamento entre os condutores.

Posteriormente, foi realizada a análise da precisão da solução de Carson expandida em série de potências com relação ao número de termos utilizados, frequência, distância entre condutores e resistividade do solo. Nesse estudo verificou-se a importância da quantidade de termos para a precisão da solução, tendo a precisão aumentada para maiores distâncias e maiores frequências de operação de acordo com o aumento do número de termos utilizados, abrangendo casos com

precisão aceitável em distanciamentos de até 5 quilômetros ou em frequências de até 1 MHz.

Essa análise demonstrou a importância de compreender como as variáveis influenciam no cálculo das impedâncias mútuas e, com isso, compreender os resultados das simulações e justificar as divergências com os resultados obtidos pelo *software* referência nos capítulos seguintes.

No próximo capítulo é apresentado um estudo de caso hipotético de cruzamento simples entre uma LT e uma tubulação metálica subterrânea com o intuito de validar a metodologia proposta.

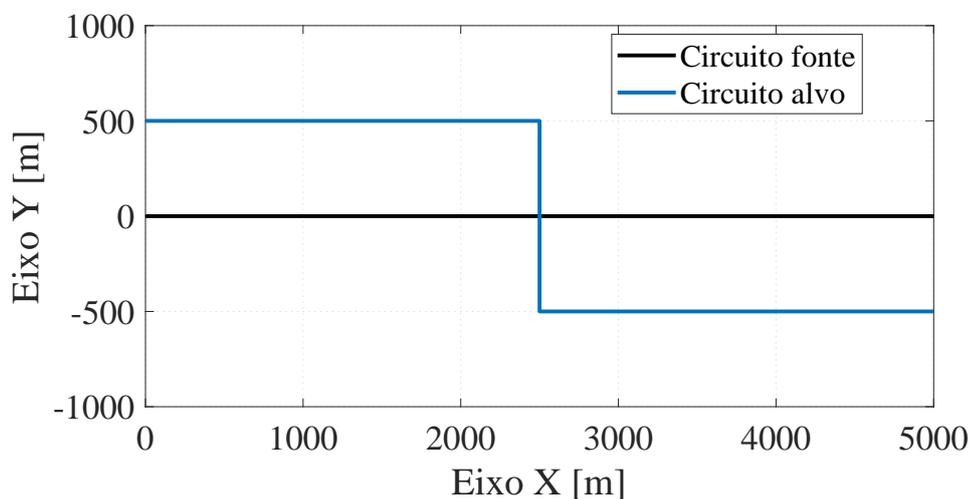
VALIDAÇÃO DA METODOLOGIA

Com o objetivo de validar as rotinas desenvolvidas é apresentado um estudo de caso. O estudo de caso consiste em um cruzamento simples, com um ângulo de 90° entre o circuito alvo e o circuito fonte.

4.1 DESCRIÇÃO DO CENÁRIO

A Figura 4.1 apresenta o plano XY do cruzamento perpendicular simples entre a LT e a tubulação metálica consideradas no estudo de caso.

Figura 4.1: Plano XY do cruzamento perpendicular entre a LT e a tubulação metálica.



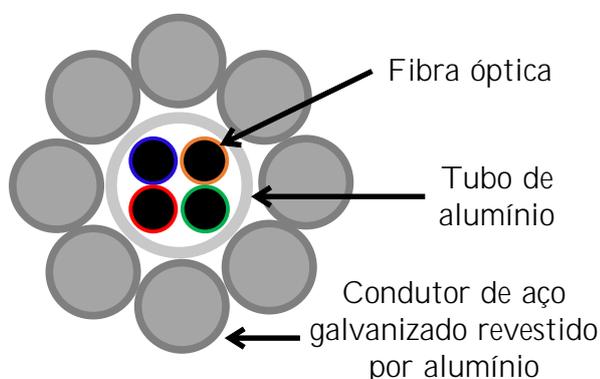
Fonte: Autoria própria.

O sistema é composto por uma LT que opera à 115 kV, com circuito simples, um condutor para-raios, orientada na configuração vertical e extensão de 5 quilômetros. A LT é energizada com correntes de 830 A por fase, com sequência de fases ABC, frequência de 60 Hz e a resistência nas subestações terminais é de 1Ω . Os condutores fase da LT são do tipo ACSR Peacock e

o condutor para-raio é óptico e do tipo ALCOA 48/48/606. As principais características dos condutores da LT estão sumarizados na Tabela 4.1 e a Figura 4.3 apresenta a geometria da torre referida.

A estrutura do cabo para-raios utilizado nesse estudo, apresentada na Figura 4.2, é diferente dos outros tipos de condutores para-raios comumente utilizados. Os cabos ópticos possuem, em seu interior, fibras ópticas revestidas por alumínio e apenas na parte externa ao revestimento de alumínio são colocados os condutores, geralmente em aço galvanizado ou em aço revestido de alumínio, que conduzem energia elétrica por esses tipos de cabos para-raio. Essa integração entre transmissão de energia elétrica e transmissão de dados no mesmo condutor e sem interferências só é possível devido ao tubo de alumínio que engloba a fibra óptica, blindando os sinais elétricos de dados em relação ao campo magnético causado pela corrente que flui na parte externa do condutor.

Figura 4.2: Seção transversal de um cabo óptico.



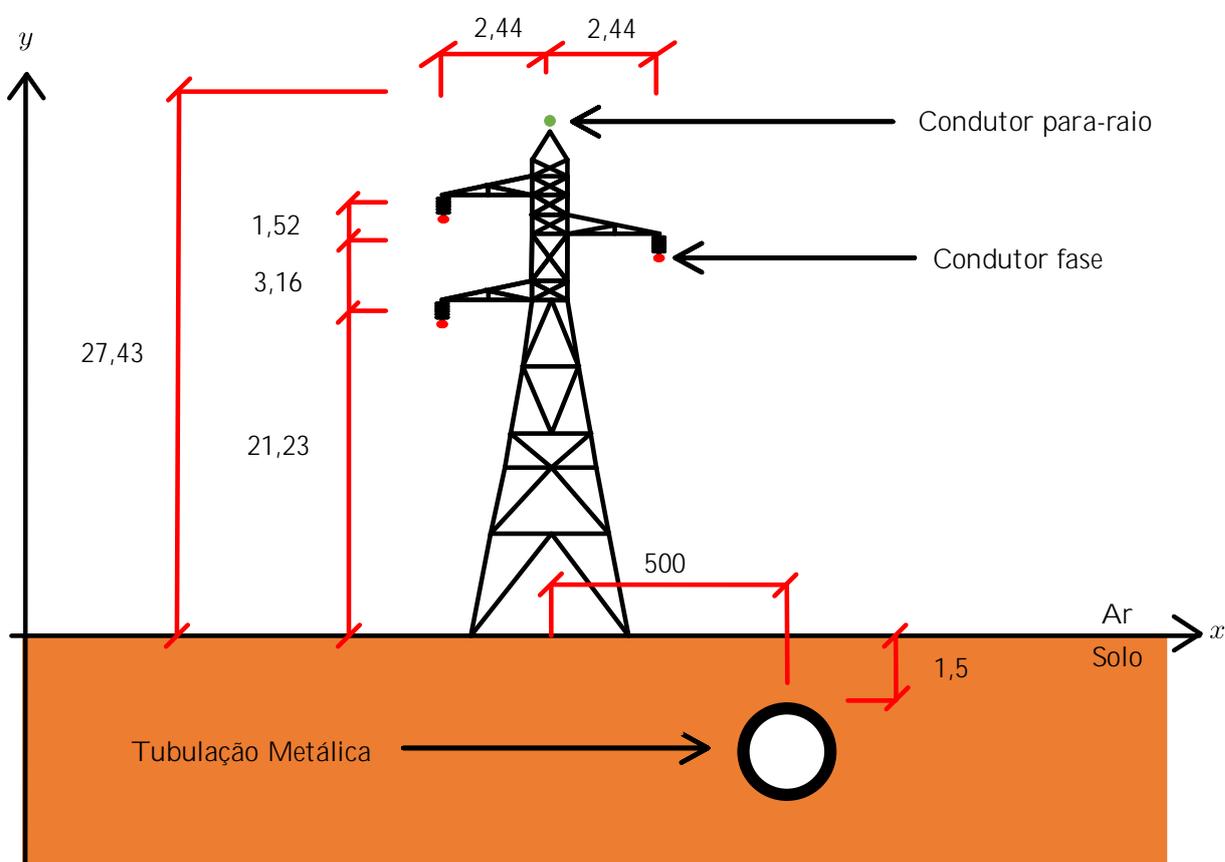
Fonte: Autoria própria.

Tendo em vista a estrutura do condutor óptico, é imprescindível a consideração do efeito pelicular nesse tipo de condutor, já que o fluxo de corrente acontece na parte mais externa do condutor. Os erros da não inclusão do efeito pelicular, à frequência de 60 Hz, podem chegar a quase 15% na impedância própria do condutor, explicitado na Seção 2.9, e com isso, causar um erro na resposta da tensão induzida na tubulação subterrânea.

Tabela 4.1: Especificação dos condutores da LT para o cruzamento de 90°.

Condutor	Raio interno [m]	Raio externo [m]	R [Ω /km]	X [Ω /km]
ACSR Peacock	0,0040386	0,0121006	0,0971988	0,0164932
ALCOA 48/48/606	0,00255016	0,00770001	0,309319	0,0187517

Fonte: SES Conductor Database.

Figura 4.3: Vista lateral do sistema para o caso hipotético de cruzamento em 90°.

Fonte: Autoria própria.

Compartilhando a faixa de servidão com a LT têm-se uma tubulação metálica subterrânea, feita em aço carbono, com 16" de diâmetro, enterrada a 1,5 metros de profundidade e com resistência de aterramento igual a 10Ω em suas extremidades. As características da tubulação e do seu revestimento encontram-se na Tabela 4.2, em que a resistividade relativa é definida em relação ao valor de referência do cobre recozido, dado por $\rho_0 \approx 1,72 \times 10^{-8}$.

Tabela 4.2: Características da tubulação de aço 16” e do revestimento.

Parâmetro	Valor
Raio externo [m]	0,2032
Resistência AC [Ω /km]	0,0870287
Reatância [Ω /km]	0,0866951
Resistividade elétrica relativa do metal	10
Permeabilidade magnética relativa do metal	300
Resistividade do revestimento [Ω .m]	1×10^8
Espessura do revestimento [m]	3×10^{-3}
Profundidade da geratriz [m]	1,5

Fonte: SES Conductor Database.

As respostas obtidas pela metodologia proposta são comparadas com as do *software* SES-TLC, cujos métodos de cálculo são documentados em (DAWALIBI; DONOSO, 1993), programa bastante difundido para o cálculo de interferências eletromagnéticas no mundo. O SESTLC baseia sua modelagem em um modelo circuitual no domínio fasorial (regime harmônico) e considera solos uniformes nos cálculos das impedâncias próprias e mútuas.

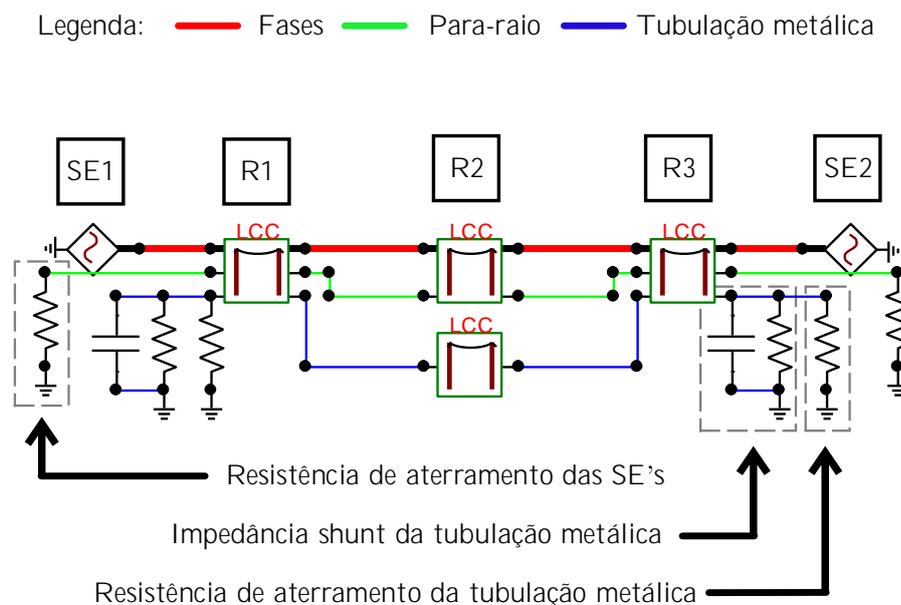
4.2 CIRCUITO EQUIVALENTE SIMPLIFICADO PARA O CRUZAMENTO PERPENDICULAR

A Figura 4.4 apresenta o circuito equivalente simplificado do problema no ATP. O circuito equivalente é composto por 4 blocos Line/Cable Constants (LCC) que representam três regiões de acoplamento diferentes. Em cada bloco LCC, são introduzidas as informações sobre as características elétricas dos circuitos alvo e fonte, a característica da geometria daquela região de acoplamento e a resistividade elétrica do solo naquela região.

As regiões R1 e R3 representam as regiões de acoplamento paralelas antes e depois do cruzamento, respectivamente, entre os circuitos alvo e fonte. A região R2 representa o cruzamento perpendicular entre o circuito alvo e o circuito fonte. Nessa região, os circuitos alvo e fonte são desacoplados devido ao ângulo de exposição, inexistindo fluxo magnético concatenado na tubulação devido ao acoplamento indutivo, motivo pelo qual os circuitos alvo e fonte são desconectados, resultando em 2 blocos LCC para a região R2. Apesar da ausência de acoplamento entre os circuitos na região R2, é necessário contabilizar as impedâncias próprias para

as regiões desacopladas, resultando em um bloco LCC para cada circuito.

Figura 4.4: Circuito equivalente simplificado do problema no ATP.

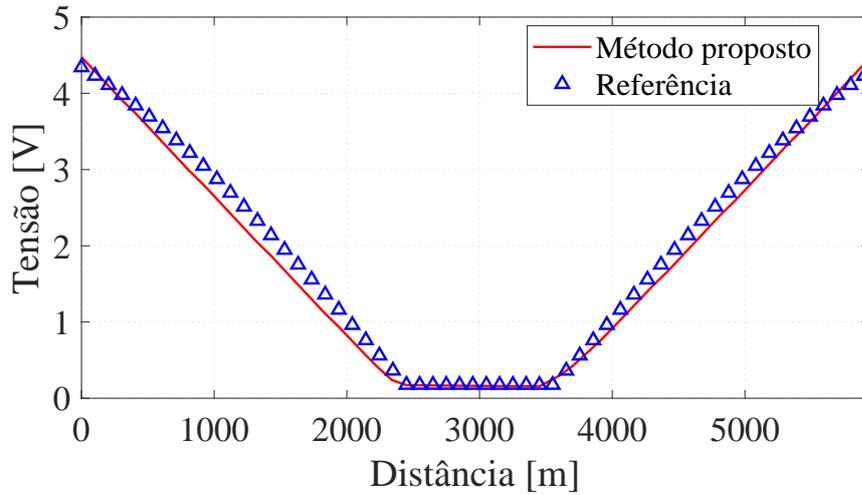


Fonte: Autoria própria.

Os condutores para-raio da LT são conectados à terra através das resistências das subestações SE1 e SE2. A tubulação metálica é conectada à terra por meio de resistências conectadas em suas extremidades. Além disso, para representar as fugas de corrente através do revestimento isolante da tubulação, são inseridas impedâncias *shunt* em paralelo com as resistências de aterramento da tubulação metálica.

4.3 TENSÃO INDUZIDA NA TUBULAÇÃO PARA O CRUZAMENTO DE 90° ENTRE CIRCUITO FONTE E ALVO

A Figura 4.5 apresenta o perfil da tensão induzida na tubulação ao longo do cruzamento de 90°.

Figura 4.5: Gráfico de tensão induzida *versus* distância para o cruzamento perpendicular.

Fonte: Autoria própria.

O erro entre a metodologia proposta e o *software* referência é calculado, conforme descrito em (4.1), utilizando o ponto da tubulação onde observa-se a maior tensão induzida. Esse ponto é escolhido por ser considerado o mais crítico com relação a segurança das pessoas e das instalações envolvidas onde, teoricamente, podem ser necessárias medidas de mitigação das tensões induzidas.

$$E_{V,\%} = 100 \cdot \left| \frac{V_{max}^{ATP} - V_{max}^{SESTLC}}{V_{max}^{SESTLC}} \right| \quad (4.1)$$

A resposta obtida pela metodologia proposta possui o mesmo comportamento que a resposta obtida pelo *software* de referência, apresentando erro de 3% entre as respostas, no ponto mais crítico da tubulação metálica.

O perfil da tensão induzida possui seu valor mínimo no epicentro do cruzamento entre a LT e a tubulação metálica e a magnitude da tensão aumenta na direção das extremidades, devido às resistências finitas nos terminais da tubulação. Uma distribuição simétrica é observada, com valores similares de tensão, nas duas extremidades do circuito alvo (pontos de aterramento) pelo fato dos dois trechos paralelos, antes e depois do cruzamento, possuírem os mesmos comprimentos e mesma distância, além de as resistências de aterramento nas duas extremidades terem o mesmo valor.

Os resultados obtidos pela implementação proposta estão de acordo com os valores ob-

servados no *software* referência e com os comportamentos físicos esperados, desse modo, a implementação do modelo circuital é considerada válida.

No próximo capítulo, o modelo proposto é utilizado para avaliar um caso mais complexo, com um compartilhamento de faixa de servidão real composto de obliquidades, paralelismos e cruzamentos, medições de resistividades do local e considerando as características reais de construção, tanto da LT como da tubulação metálica.

4.4 SÍNTESE DO CAPÍTULO

Nesse capítulo foi realizado um estudo de caso hipotético com um cruzamento simples em 90° entre uma LT e uma tubulação metálica subterrânea. O sistema é composto por uma LT circuito simples, um para-raios, configuração vertical. A tubulação possui diâmetro de 16" e está enterrada a 1,5 metros.

A resposta de tensão induzida obtida pela metodologia proposta demonstrou comportamento em concordância com a fenomenologia encontrada na literatura e apresentou discrepância de 3% quando comparada à resposta obtida pelo *software* SESTLC. Logo, os resultados obtidos nesse capítulo mostram que a metodologia proposta é considerada válida e precisa.

No próximo capítulo a metodologia proposta será testada frente a um caso real e mais complexo de compartilhamento de faixa de servidão. O estudo de caso levará em conta características reais das instalações e medições de aterramento de resistividade do solo aparente da região.

CAPÍTULO 5

ESTUDO DE UM CASO REAL

Após a validação, apresentada no capítulo 4, é verificado o desempenho da metodologia proposta por meio do ATP para um caso mais complexo, utilizando parâmetros e características de um compartilhamento de servidão real entre uma LT e uma tubulação metálica subterrânea na zona industrial do estado de São Paulo.

5.1 DESCRIÇÃO DO CENÁRIO

A Figura 5.1 apresenta o traçado de um compartilhamento de faixa de servidão, com aproximadamente 1,2 quilômetros de extensão, entre uma LT, da rede distribuição de energia de uma concessionária do estado de São Paulo, e uma tubulação metálica subterrânea, mantida por uma grande operadora de transporte dutoviário.

O sistema é composto por uma LT que opera em 88 kV, circuito simples e configuração vertical. Em condições nominais de carga, a LT é energizada com 780 A em cada fase, com sequência ABC, em frequência de 60 Hz e possui resistência de aterramento de 1Ω nas subestações terminais. A Figura 5.2 ilustra a geometria do sistema e a Tabela 5.1 especifica os tipos de condutores utilizados na LT e suas características elétricas.

Tabela 5.1: Especificação dos condutores da LT para o caso real.

Condutor	Raio interno [m]	Raio externo [m]	R [Ω /km]	X [Ω /km]
ACSR Peacock	0,0040386	0,0121006	0,0971988	0,0164932
Aço 3/8 - CG	0,001524	0,004572	3,42313	0,261225

Fonte: SES Conductor Database.

A tubulação metálica subterrânea que compartilha a faixa de servidão com a LT é construída em aço carbono, possui 14" de diâmetro, sua geratriz está a uma profundidade de 1,2 metros e as extremidades da tubulação são aterradas com resistências de 10Ω . As principais características elétricas da tubulação metálica e do seu revestimento estão sumarizadas na Tabela 5.2.

Figura 5.1: Traçado da LT e da tubulação metálica para o caso real.

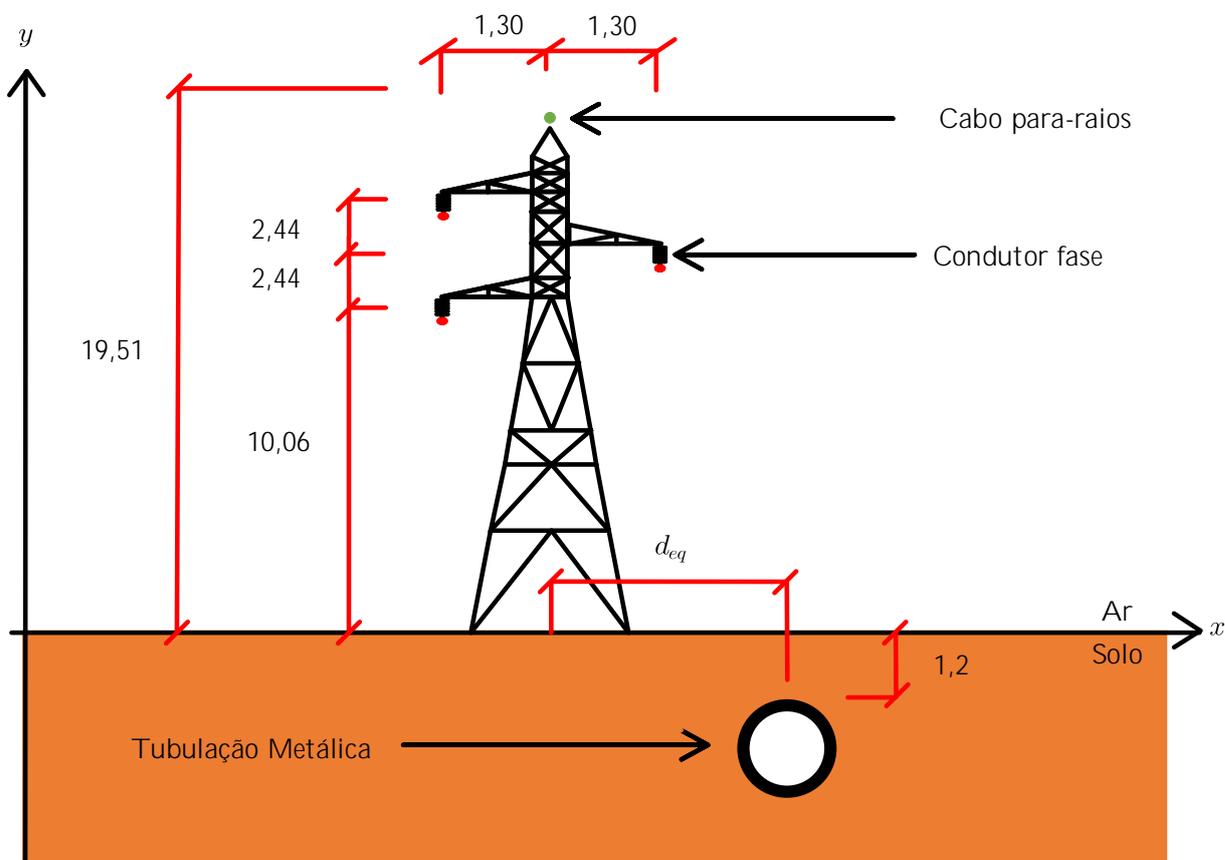
Fonte: Google Earth.

Tabela 5.2: Características da tubulação de aço 14" e do revestimento.

Parâmetro	Valor
Raio externo [m]	0,1778
Resistência AC [Ω /km]	0,099516
Reatância [Ω /km]	0,0990797
Resistividade elétrica relativa do metal	10
Permeabilidade magnética relativa do metal	300
Resistividade do revestimento [Ω .m]	1×10^8
Espessura do revestimento [m]	3×10^{-3}
Profundidade da geratriz [m]	1,2

Fonte: SES Conductor Database.

As medições de resistividade aparente, em diferentes profundidades no solo, da região são apresentados na Tabela 5.3. As medidas de resistividade apresentam um solo multicamada e os *softwares* ATP e SESTLC apenas trabalham com resistividade elétrica do solo homogênea, porém isso não constitui limitação à aplicação do modelo proposto nesse estudo, visto que,

Figura 5.2: Vista lateral do sistema para o estudo de caso real.

Fonte: Autoria própria.

como demonstrado por Martins-Britto *et al.* (2019) e Tsiamitros *et al.* (2007), existem técnicas disponíveis para representar solos compostos por múltiplas camadas em termos de equivalentes uniformes em problemas de acoplamento indutivo. Considerando essa metodologia de solo uniforme equivalente, a resistividade elétrica encontrada na região é de 427,3656 $\Omega.m$.

Tabela 5.3: Medições de resistividade aparente do local

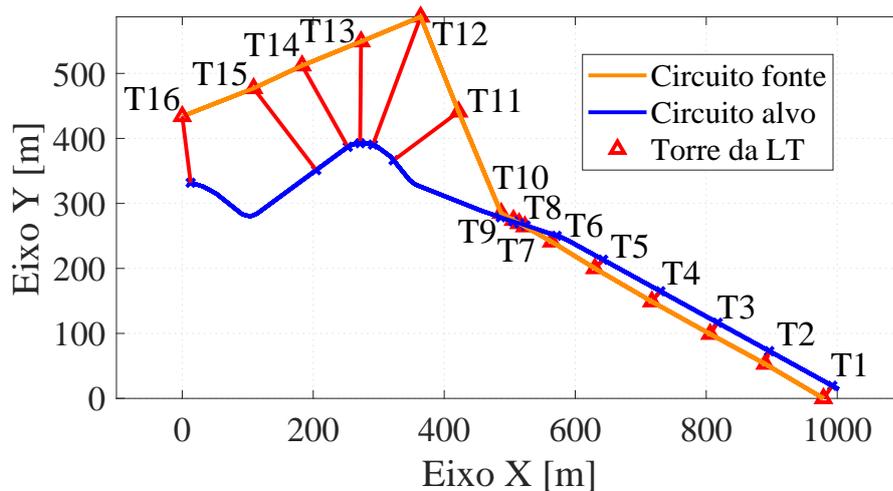
Profundidade	Resistividade aparente [$\Omega.m$]
1	336,8672
2	426,9484
4	367,2750
8	441,8132
16	427,3734
32	581,1087
64	410,1733
Solo uniforme	427,3656

Fonte: Autoria própria.

5.2 REGIÕES DE ACOPLAMENTO E CIRCUITO EQUIVALENTE DO CASO REAL

A Figura 5.3 apresenta o plano XY do caso, juntamente com o posicionamento das torres, representadas pelas nomenclaturas T1, T2, T3, ..., T16, suas projeções e as regiões de acoplamento determinadas utilizando o método proposto.

Figura 5.3: Plano XY e regiões de acoplamento do caso real.

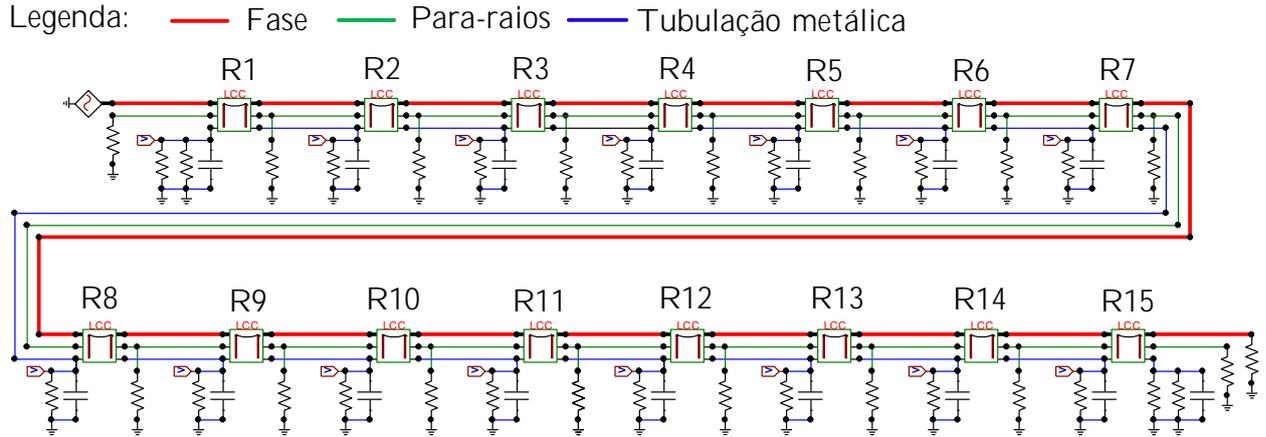


Fonte: Autoria própria.

A cada duas torres adjacentes da LT determina-se uma região de acoplamento, ou seja, para N torres têm-se $N - 1$ regiões de acoplamento. Nesse caso, são observadas 16 torres ao todo e, portanto, 15 regiões de acoplamento entre os circuitos fonte e alvo. A partir das regiões de acoplamento que descrevem os parâmetros de paralelismos equivalentes, é possível construir o circuito equivalente do sistema no ATP, como apresentado na Figura 5.4.

No circuito equivalente do sistema, mostrado na Figura 5.4, cada região de acoplamento, definidas por R1, R2, R3, ..., R15, é representada por um bloco LCC, cujas entradas são os parâmetros elétricos dos condutores utilizados nos circuitos fonte e alvo, a geometria característica de cada região e a resistividade elétrica do solo.

Os condutores para-raios são conectados à terra por meio das resistências de 10Ω , que simulam os eletrodos de aterramento existentes em cada torre da LT presente na região de acoplamento. Além disso, nas extremidades do circuito, os condutores para-raios são conectados aos aterramentos das subestações.

Figura 5.4: Circuito equivalente do caso real no ATP.

Fonte: Autoria própria.

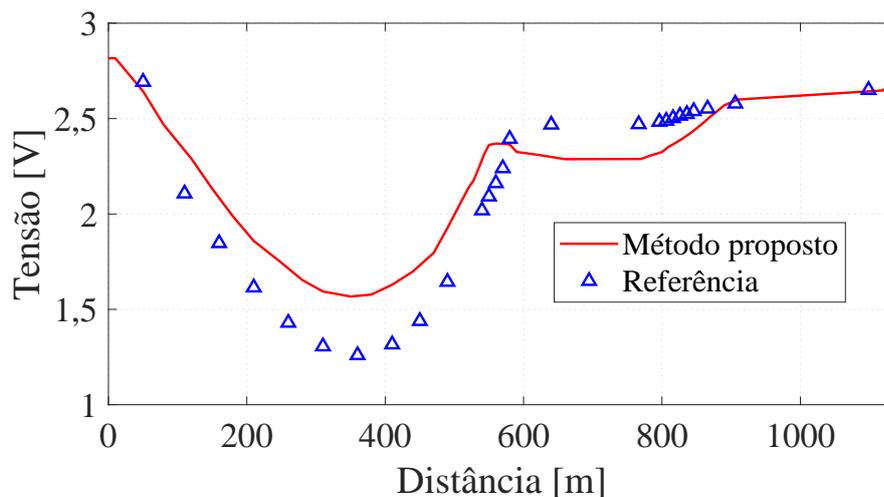
A tubulação metálica possui, para cada região de acoplamento, impedâncias *shunt* conectadas à terra, afim de simular a fuga de corrente através do seu revestimento isolante e, além disso, cada uma de suas extremidades é conectada à terra por meio das respectivas resistências terminais de aterramento.

5.3 TENSÃO INDUZIDA NA TUBULAÇÃO METÁLICA NO CASO REAL

A Figura 5.5 apresenta a tensão induzida ao longo da tubulação metálica subterrânea que compartilha faixa de servidão com a LT em 88 kV.

A tensão induzida na tubulação metálica para o caso real possui seu valor mínimo no epicentro do cruzamento e vai aumentando em direção às suas extremidades, devido às resistências de aterramento finitas, em concordância com a literatura. De forma distinta ao estudo de caso anterior, a tensão induzida não aumenta de maneira semelhante antes e depois do cruzamento, isso se deve ao fato de os trechos de paralelismos e obliquidades, tanto à esquerda como à direita, serem diferentes entre si.

Além disso, a resposta obtida por meio da metodologia proposta se mostrou precisa com relação ao *software* referência, apresentando um erro de 3,4% no ponto mais crítico da tubulação metálica, representando menos de 0,5 V, entre as duas respostas, reafirmando a validade do método proposto.

Figura 5.5: Gráfico de tensão induzida *versus* distância para o caso real.

Fonte: Autoria própria.

Considerando o cenário descrito nessa seção a tubulação metálica é considerada segura, com valor máximo da tensão induzida de 2,8 V, que está de acordo com o limite de segurança de 15 V, estabelecido em NACE International (2007), devido às resistências de aterramento nas extremidades da tubulação que fornecem um caminho seguro de descarga das correntes eletromagneticamente induzidas para o solo.

5.4 SÍNTESE DO CAPÍTULO

Nesse capítulo foi realizado um estudo de caso real entre uma LT e uma tubulação metálica subterrânea do estado de São Paulo. O compartilhamento dessa faixa de servidão possui uma geometria complexa, composta por paralelismos, obliquidades e cruzamentos, além de levar em consideração características reais das instalações e do solo da região.

Considerando o cenário complexo, a metodologia proposta apresentou coerência física e precisão com o software referência, com discrepância de 5% que representam menos 0,5 V entre as respostas. Além disso, foi possível verificar que a tubulação metálica é segura por possuir tensões máximas menores que 15 V, limite de segurança estabelecido pelas normas.

Esse estudo demonstrou que a metodologia é eficaz mesmo para geometrias complexas de compartilhamento de servidão e instalações reais.

No próximo capítulo serão apresentadas as conclusões gerais desse trabalho, bem como os aprimoramentos e trabalhos desejados para o futuro envolvendo a metodologia proposta.

CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

Devido ao aumento das restrições do uso do espaço por órgãos ambientais e ao desenvolvimento da infraestrutura das metrópoles afim de atender sua demanda populacional e industrial, o compartilhamento de faixa de servidão entre LTs e tubulações metálicas estão se tornando cada vez mais frequentes. Em razão desses fatores, o estudo das interferências elétricas entre essas instalações necessitam ser cada mais precisos, objetivando encontrar soluções econômicas e tecnicamente viáveis para mitigar os riscos decorrentes do acoplamento magnético, tanto às instalações quanto às pessoas envolvidas.

É de interesse das distribuidoras e transmissoras de energia tanto quanto das empresas que utilizam o transporte dutoviário, possuir metodologias que possam fornecer informações precisas e realistas sobre as influências das interferências eletromagnéticas em suas instalações.

Neste trabalho foi proposta a implementação de um modelo circuital, utilizando o *software* ATP, para o cálculo das tensões induzidas eletromagneticamente por linhas de transmissão em tubulações metálicas, por meio de uma metodologia inovadora que permite representar geometrias complexas arbitrárias em termos de paralelismos equivalentes, permitindo a modelagem precisa de aproximações comumente encontradas em instalações reais, como obliquidades e cruzamentos.

Foram realizados estudos da influência da distância entre os condutores em fórmulas e aproximações comumente utilizadas na literatura, para o cálculo de impedância mútua entre condutores, tendo como referência a fórmula analítica de Carson. Estudos mais completos foram feitos com relação a solução expandida em série de potências da fórmula de Carson, variando frequência, distância entre condutores, resistividade elétrica do solo e o número de termos da série de potências utilizada na solução, visando observar a influência desses parâmetros na resposta de impedância mútua retornada por essa solução.

Além disso, foi conduzido um estudo da influência do efeito pelicular em condutores ci-

líndricos e sua importância no cálculo de impedâncias próprias e mútuas, principalmente em condutores do tipo óptico.

Para a validação da metodologia proposta foram executados dois estudos de caso. O primeiro deles foi um cruzamento simples e hipotético entre uma linha de transmissão e uma tubulação metálica subterrânea com ângulo de 90° entre os circuitos. O segundo caso consistiu na aplicação do método proposto para avaliar um caso real de compartilhamento de faixa de servidão, inclusive com medições de campo.

A partir dos resultados discutidos ao longo do texto, pode-se afirmar que a metodologia proposta é válida e suficientemente precisa, diferenciando-se das demais por utilizar técnicas que possibilitam a transformação de traçados arbitrários em paralelismos equivalente de forma consistente e precisa. A implementação baseada no *software* ATP mostrou resultados compatíveis com a fenomenologia observada na literatura e, além disso, mostrou-se extremamente precisa, com erros abaixo do 5%, no ponto crítico da tubulação metálica, se comparados com o *software* SESTLC, ferramenta considerada referência de mercado em estudos de interferência eletromagnética.

Por fim, esse método proposto pode se beneficiar de vários aprimoramentos e ser expandido à outros estudos de interferência eletromagnéticas, a serem tratados pelo autor em um futuro próximo:

- Construção de um modelo de subdivisão ainda mais robusto e preciso;
- Aprimoramento do modelo para considerar a variação de parâmetros ao longo do traçado, como: resistividade elétrica do solo, resistência de aterramento das torres e geometria da torre;
- Utilização da implementação do modelo circuitual para o estudo de acoplamento indutivo com a linha de transmissão em situação de regime transitório;
- Expansão da implementação do modelo para o estudo de acoplamento condutivo e capacitivo entre linhas de transmissão e tubulações metálicas;
- Aprimoramento da modelagem da linha de transmissão, visando utilizar modelagem a parâmetros distribuídos e que consideram a propagação de ondas nas linhas, como por

exemplo o modelo de Bergeron e J. Marti;

- Construção de linhas de transmissão mais realistas, utilizando transposição de fases, conexão com carga reais etc;
- Construção de uma interface amigável para um maior alcance e facilidade na utilização da metodologia proposta;
- Estudo mais aprofundado da influência das soluções para o cálculo de impedâncias nos estudos de interferências eletromagnéticas entre linhas de transmissão e tubulações metálicas.

REFERÊNCIAS

- ABNT. *Medição de resistência de aterramento e de potenciais na superfície do solo em sistemas de aterramento*. [S.l.: s.n.], 2009. 49 p. Citado na página 7.
- ALBERTINI, J. Á. d. C. *Estudo da influência da corrente alternada na corrosão em dutos metálicos enterrados*. 101 p. Tese (Mestrado) — Centro Universitário do Instituto Mauá de Tecnologia, 2008. Citado na página 1.
- AMETANI, A.; YONEDA, T.; BABA, Y.; NAGAOKA, N. An Investigation of Earth-Return Impedance Between Overhead and Underground Conductors and Its Approximation. *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, v. 51, n. 3, p. 860–867, 2009. ISSN 0018-9375. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/lpdocs/epic03/wrapper.htm?arnumber=4914803>>. Citado na página 16.
- CARSON, J. R. Wave Propagation in Overhead Wires with Ground Return. *Bell System Technical Journal*, v. 5, n. 4, p. 539–554, 1926. ISSN 15387305. Citado 4 vezes nas páginas 4, 16, 18 e 19.
- CCITT. Directives concerning the Protection of Telecommunication Lines against Harmful Effects from Electric Power and Electric Field Railway Lines. 1989. Citado 3 vezes nas páginas 16, 19 e 20.
- CHAVES, D. B.; CHAGAS, N. B. Características e comportamentos do Efeito Pelicular. *Anais do 8º Salão Internacional de Ensino, Pesquisa e Extensão da Universidade Federal do Pampa*, 2016. Citado na página 26.
- CHRISTOFORIDIS, G. C.; LABRIDIS, D. P.; DOKOPOULOS, P. S. Inductive Interference Calculation on Imperfect Coated Pipelines Due to Nearby Faulted Parallel Transmission Lines. *Electric Power Systems Research*, v. 66, p. 139–148, 2003. ISSN 03787796. Citado 2 vezes nas páginas 1 e 2.
- CIGRÉ WG-36.02. *Technical Brochure n. 95 - Guide on the Influence of High Voltage AC Power Systems on Metallic Pipelines*. Paris: CIGRÉ, 1995. 1–135 p. Citado 9 vezes nas páginas 1, 2, 6, 10, 11, 12, 13, 15 e 20.
- DACONTI, J. R.; BRASIL, D. O. C. Experience of Chesf Concerning Interferences Between EHV Transmission Lines and Pipelines. In: *International Conference on Large High Voltage Electric Systems - Cigré*. Paris: CIGRÉ, 1986. Citado na página 1.
- DAWALIBI, F. P.; DONOSO, F. Integrated Analysis Software for Grounding, EMF, and E. *IEEE Computer Applications in Power*, n. April, p. 19–24, 1993. Citado na página 48.
- DERI, A.; TEVAN, G. Mathematical Verification of Dubanton's Simplified Calculation of Overhead Transmission Line Parameters and its Physical Interpretation. v. 63, p. 2–9, 1981. Citado 6 vezes nas páginas 19, 20, 21, 22, 31 e 37.

- DOMMEL, H. W. *EMTP Theory Book*. Portland, OR: Bonneville Power Administration (B.P.A), 1986. Citado 2 vezes nas páginas 31 e 35.
- DWIGHT, H. B. Skin effect in tubular and flat conductors. *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, v. 37, p. 1379–1403, 1918. ISSN 00963860. Citado 3 vezes nas páginas 23, 26 e 27.
- DWIGHT, H. B. Skin effect and proximity effect in tubular conductors. *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, v. 41, p. 189–198, 1922. ISSN 00963860. Citado na página 26.
- FAVEZ, B.; GOUGEUIL, J. C. Contribution to Studies on Problems Resulting from the Proximity of Overhead Lines with Underground Metal Pipe Lines. *CIGRE*, 1966. Citado na página 1.
- FRAIJI, T. K.; BASTOS, J. P. A. Interferência Eletromagnética entre Linhas de Transmissão e Dutos, Utilizando o ATP - Uma Análise da LT 525 kV Campos Novos - Blumenau. p. 88, 2007. Citado na página 37.
- FURLAN, A. G. L. *Estudo de Interferências Eletromagnéticas entre Linhas de Transmissão e Dutos Enterrados*. 132 p. Tese (Mestrado) — Universidade Federal de Santa Catarina, 2015. Citado 2 vezes nas páginas 20 e 37.
- GUMMOW, R. A. *A/C Interference Guideline Final Report*. [S.l.: s.n.], 2014. 54 p. Citado na página 10.
- KENNELLY, A. E.; LAWS, F. A.; PIERCE, P. H. Experimental researches on skin effect in conductors. 1915. Citado 3 vezes nas páginas 23, 26 e 27.
- MARTINS-BRITTO, A. G. Cálculo de Parâmetros de Linhas Aéreas sob Condições de Interferência e Solo Estratificado: Estudo da Influência sobre Localizadores de Falhas. In: *XI CBQEE - Conferência Brasileira de Qualidade de Energia Elétrica*. Curitiba / PR: SBQEE, 2017. Citado na página 37.
- MARTINS-BRITTO, A. G. *Modeling of the Electromagnetic Interferences between Power Lines and Underground Metallic Pipelines and Impact Analysis*. 121 p. Tese (Mestrado) — Universidade de Brasília, 2017. Citado 5 vezes nas páginas 2, 13, 14, 15 e 18.
- MARTINS-BRITTO, A. G.; RONDINEAU, S. R. M. J.; LOPES, F. V. Power Line Transient Interferences on a Nearby Pipeline Due to a Lightning Discharge. In: *International Conference on Power Systems Transients (IPST 2019)*. Perpignan, France: IEEE Xplore, 2019. p. 6. Citado na página 54.
- NACE International. *Mitigation of Alternating Current and Lightning Effects*. [S.l.: s.n.], 2007. SP0177. 25 p. ISBN 1575901161. Citado 6 vezes nas páginas 6, 8, 9, 10, 16 e 57.
- OLIVER, F. W. J.; LOZIER, D. W.; BOISVERT, R. F.; CLARK, C. W. *Handbook of Mathematical Functions*. Cambridge: Cambridge University Press, 2010. Citado 3 vezes nas páginas 26, 27 e 29.
- ORFANIDIS, S. J. *Electromagnetic Waves and Antennas*. Piscataway: Rutgers University, 2016. Citado na página 24.

PEABODY, A. W.; VERHIEL, A. L. The Effects of High-Voltage AC Transmission Lines on Buried Pipelines. *IEEE Transactions on Industry and General Applications*, IGA-7, n. 3, p. 395–402, 1971. Citado na página 1.

POHL, J. Influence of High-Voltage Overhead Lines on Covered Pipelines. *CIGRE*, 1966. Citado na página 1.

QI, L.; YUAN, H.; LI, L.; CUI, X. Calculation of Interference Voltage on the Nearby Underground Metal Pipeline due to the Grounding Fault on Overhead Transmission Lines. *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, v. 55, n. 5, p. 965–974, 2013. Citado na página 1.

RAMIREZ, A.; URIBE, F. A broad range algorithm for the evaluation of Carson's integral. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 22, n. 2, p. 1188–1193, 2007. ISSN 08858977. Citado 2 vezes nas páginas 16 e 18.

ROLIM, G. B. Estudo comparativo de viabilidade técnica e econômica em sistemas fotovoltaicos sob vigência da REN 482/2012 [ANEEL] e nas alternativas propostas pela agência reguladora. *Universidade de Brasília*, p. 132, 2019. Citado na página 1.

THEODOULIDIS, T. On the Closed-Form Expression of Carson's Integral. *Periodica Polytechnica Electrical Engineering and Computer Science*, v. 59, n. 1, p. 26–29, 2015. ISSN 20645260. Disponível em: <<https://pp.bme.hu/eecs/article/view/7894>>. Citado 3 vezes nas páginas 16, 18 e 34.

TSIAMITROS, D. A.; PAPAGIANNIS, G. K.; DOKOPOULOS, P. S.; ARRANGEMENT, A. O. L. Homogenous Earth Approximation of Two-Layer Earth Structures: An Equivalent Resistivity Approach. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 22, n. 1, p. 658–666, 2007. Citado na página 54.

WHEELER, H. A. Formulas for the Skin Effect. *Proceedings of the Institute of Radio Engineers*, v. 30, 1942. Citado 3 vezes nas páginas 24, 25 e 26.