

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

André Giovanni Leal Furlan

**ESTUDO DE INTERFERÊNCIAS ELETROMAGNÉTICAS
ENTRE LINHAS DE TRANSMISSÃO E DUTOS
ENTERRADOS**

Florianópolis
2015

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

André Giovani Leal Furlan

**ESTUDO DE INTERFERÊNCIAS ELETROMAGNÉTICAS
ENTRE LINHAS DE TRANSMISSÃO E DUTOS
ENTERRADOS**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador: Patrick Kuo Peng

Florianópolis
2015

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor,
através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Furlan, André Giovanni Leal

ESTUDO DE INTERFERÊNCIAS ELETROMAGNÉTICAS ENTRE LINHAS
DE TRANSMISSÃO E DUTOS ENTERRADOS / André Giovanni Leal
Furlan ; orientador, Patrick Kuo-Peng ; coorientador,
Maurício Valencia Ferreira Da Luz. - Florianópolis, SC, 2015.
134 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa
Catarina, . Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica.

Inclui referências

1. Engenharia Elétrica. 2. Interferência
eletromagnética. 3. Linhas de transmissão. 4. Dutos
enterrados. 5. Método dos elementos finitos. I. Kuo-Peng,
Patrick. II. Da Luz, Maurício Valencia Ferreira. III.
Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós
Graduação em Engenharia Elétrica. IV. Título.

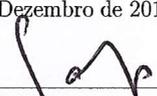
UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

André Giovanni Leal Furlan

ESTUDO DE INTERFERÊNCIAS ELETROMAGNÉTICAS ENTRE
LINHAS DE TRANSMISSÃO E DUTOS ENTERRADOS

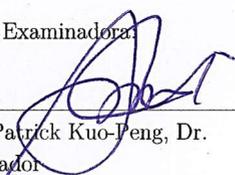
Esta Dissertação foi julgada adequada para a obtenção do Título de Mestre, e aprovado pela sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica.

Florianópolis, 3 de Dezembro de 2015.

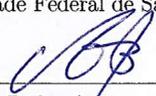


Prof. Carlos Galup Montoro, Dr.
Coordenador do Programa de Pós – Graduação em Engenharia Elétrica
Universidade Federal de Santa Catarina

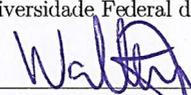
Banca Examinadora:



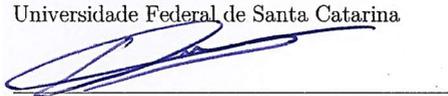
Prof. Patrick Kuo-Feng, Dr.
Orientador
Universidade Federal de Santa Catarina



Prof. João Pedro Assumpção Bastos, Dr.
Universidade Federal de Santa Catarina



Prof. Walter Pereira Carpes Junior, Dr.
Universidade Federal de Santa Catarina



Prof. Patrick Dular, Dr.
Université de Liège / FNRS

Este trabalho é dedicado à toda minha família, em especial, à minha mãe Lúcia.

AGRADECIMENTOS

Minha história, no laboratório Grupo de Concepção e Análise de Dispositivos Eletromagnéticos (GRUCAD), começou ainda na graduação, onde pude trabalhar com diferentes áreas da engenharia elétrica, sob orientação do professor Dr. Nelson Jhoe Batistela. A este professor agradeço a confiança e liberdade que me deu para desenvolver diferentes temas. Ainda no mesmo grupo de pesquisa, quero dedicar ao professor Dr. Patrick Kuo-Peng, hoje meu orientador, meus profundos agradecimentos pela confiança e por ter me possibilitado, ainda na graduação, participação do programa CAPES-BRAFITEC. Programa que me oportunizou a obtenção de um duplo diploma e contribuiu para minha evolução técnica e, principalmente, pessoal.

Aos meus colegas e professores do GRUCAD, meus profundos agradecimentos pelo conhecimento compartilhado e pela amizade que levarei para toda minha vida.

Aos meus colegas da Comissão de Estudo Especial de Mitigação de Interferências Elétricas (ABNT/CEE-212), agradeço as contribuições e ensinamentos sobre o tema. Em especial ao Consultor João Paulo Klausing Gervásio, por me dar a oportunidade de participar deste seletivo grupo, e ao Engenheiro Amauri Gutierrez Martins Júnior pelas incansáveis discussões e troca de conhecimento.

À minha família agradeço o suporte, amor e por ter sempre apoiado minhas decisões e viabilizado meus sonhos. Em especial, um agradecimento à minha mãe, Lúcia Inês de Córdova Leal, mulher que sempre foi exemplo de luta, perseverança e dedicação.

*"It is not knowledge, but the act of learning,
not possession but the act of getting there,
which grants the greatest enjoyment."*

Carl Friedrich Gauss

RESUMO

Altos níveis de tensão e corrente podem ser induzidos em dutos metálicos devido as linhas de transmissão (LTs) em áreas onde estas estruturas compartilham o mesmo corredor. Esta interferência eletromagnética tem sido um importante assunto de pesquisa nas últimas décadas. Neste trabalho, os diferentes acoplamentos entre LTs e dutos enterrados (acoplamento indutivo e condutivo) são estudados, implementados e validados. A zona de interferência e a influência da estrutura do solo também são abordadas em ambos acoplamentos. Ao final, um estudo de caso é apresentado para validação do modelo completo, onde a interferência indutiva e a interferência condutiva são calculadas.

Palavras-chave: interferência eletromagnética, linhas de transmissão, dutos enterrados, método dos elementos finitos.

ABSTRACT

Significant voltage and current levels can be induced in metallic pipelines due to power lines in areas where these structures share the same corridor. This electromagnetic interference has been an important research subject over the last decades. In this work, the different couplings between power lines and buried pipelines (inductive and conductive coupling) are studied, implemented and evaluated. The interference zone and the influence of the soil structure are also addressed for both couplings. Finally, a study case is presented to evaluate the complete model, where the inductive and conductive interference are calculated

Key words: electromagnetic interference, power lines, buried pipelines, finite element method.

LISTA DE FIGURAS

| | |
|--|----|
| Figura 1 – Acoplamento Indutivo entre um duto e uma fase de uma LT | 4 |
| Figura 2 - Juntas Isolantes [4]..... | 9 |
| Figura 3 - Gradient Control Wire [4]..... | 9 |
| Figura 4 - Zona de interferência indutiva | 12 |
| Figura 5 - Subdivisão do duto..... | 12 |
| Figura 6 - Cruzamento Equivalente para $\alpha \geq 45^\circ$ | 13 |
| Figura 7 - Efeito de dupla indução [11] | 14 |
| Figura 8 - Sem acoplamento [11]..... | 14 |
| Figura 9 - Circuito Equivalente de um Duto Metálico..... | 15 |
| Figura 10- Correntes longitudinais do Duto | 15 |
| Figura 11 - Condutor de LT e duto enterrado..... | 17 |
| Figura 12 - Módulo da impedância mútua em função da distância entre os condutores para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega.m$ (Carson-Clem) | 20 |
| Figura 13 - Erro relativo da fórmula de Carson-Clem em função da distância para diferentes resistividades ($\rho_{\text{solo}} = 10 \Omega.m$) | 21 |
| Figura 14 - Erro relativo da fórmula de Carson-Clem em função da distância para diferentes resistividades ($\rho_{\text{solo}} = 100 \Omega.m$) | 21 |
| Figura 15 - Erro relativo da fórmula de Carson-Clem em função da distância para diferentes resistividades ($\rho_{\text{solo}} = 1000 \Omega.m$)..... | 22 |
| Figura 16 - Erro relativo de $\text{Re}(Z_{\text{CARSON-CLEM}})$ em função da distância para $\rho_{\text{solo}}=10 \Omega.m$ | 23 |
| Figura 17 - Erro relativo de $\text{Img}(Z_{\text{CARSON-CLEM}})$ em função da distância para $\rho_{\text{solo}}=10 \Omega.m$ | 24 |
| Figura 18- Módulo da impedância mútua em função da distância entre os condutores para $\rho_{\text{solo}}=10 \Omega.m$ (Carson-Clem e CCITT) | 25 |
| Figura 19 - Erro relativo da fórmula de Lucca em função da distância para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega.m$ | 26 |
| Figura 20 - Erro relativo de $\text{Re}(Z_{\text{LUCCA}})$ em função da distância para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega.m$ | 27 |
| Figura 21 - Erro relativo de $\text{Imag}(Z_{\text{LUCCA}})$ em função da distância para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega.m$ | 27 |

| | |
|---|----|
| Figura 22 - Erro relativo da fórmula de Ametani em função da distância para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega.m$ | 28 |
| Figura 23 - Erro relativo de $\text{Re}(Z_{\text{AMETANI}})$ em função da distância para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega.m$ | 29 |
| Figura 24 - Erro relativo de $\text{Imag}(Z_{\text{AMETANI}})$ em função da distância para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega.m$ | 29 |
| Figura 25 - Comparação entre os erros relativos de $\text{Abs}(Z_{\text{LUCCA}})$ e $\text{Abs}(Z_{\text{AMETANI}})$ para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega.m$ | 30 |
| Figura 26 - Comparação entre as impedâncias $\text{Abs}(Z_{\text{LUCCA}})$, $\text{Abs}(Z_{\text{AMETANI}})$ e Solução de Referência para $\rho_{\text{solo}} = 10 \Omega.m$ | 30 |
| Figura 27 - Secção Transversal do duto | 31 |
| Figura 28 - $\text{Re}(Z_p)$ (CIGRE e Carson) | 32 |
| Figura 29 - $\text{Imag}(Z_p)$ (CIGRE e Carson) | 33 |
| Figura 30 - $\text{Abs}(Z_p)$ (CIGRE e Carson) | 33 |
| Figura 31 - Domínio de Cálculo com condição de Dirichlet, $A=0$, nas bordas (em vermelho) | 38 |
| Figura 32 - Malha do domínio de cálculo | 38 |
| Figura 33 - Erro relativo da fórmula de Lucca e MEF em função da distância para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega.m$ | 39 |
| Figura 34 - Erro relativo de $\text{Re}(Z_m)$ em função da distância para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega.m$ | 40 |
| Figura 35 - Erro relativo de $\text{Imag}(Z_m)$ em função da distância para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega.m$ | 40 |
| Figura 36 - Erro absoluto do cálculo da impedância própria (MEF e Carson) | 41 |
| Figura 37 - $N_e = 2$ (MEF) | 42 |
| Figura 38 - $N_e = 10$ (MEF) | 42 |
| Figura 39 - Módulo da Impedância Própria (MEF e Carson) | 42 |
| Figura 40 - Secção transversal do problema | 43 |
| Figura 41 - Cruzamento entre duto e LT com ângulo α (vista superior) | 44 |
| Figura 42 - Validação para $\alpha = 0^\circ$ | 46 |
| Figura 43 - Validação para $\alpha = 15^\circ$ | 46 |
| Figura 44 - Validação para $\alpha = 30^\circ$ | 47 |
| Figura 45 - Validação para $\alpha = 45^\circ$ | 47 |
| Figura 46 - Validação para $\alpha = 60^\circ$ | 48 |

| | |
|--|----|
| Figura 47 - Validação para $\alpha = 75^\circ$ | 48 |
| Figura 48 - Método de Wenner [22] | 49 |
| Figura 49 - Solo com múltiplas camadas horizontais | 50 |
| Figura 50 - Comparação entre solo homogêneo ($\rho = 2521,16 \Omega.m$) e de duas camadas para ($\rho 1 = 179,56 \Omega.m$ e $\rho 2 = 22065,79 \Omega.m$) | 51 |
| Figura 51 - Solo com duas camadas ($\rho 1 = 179,56 \Omega.m$ e $\rho 2 = 22065,79 \Omega.m$) x solo com camada equivalente ($\rho eq = 20610 \Omega.m$) | 52 |
| Figura 52 - Tensão induzida na extremidade do duto em função da espessura da primeira camada ($\rho 1 = 179,56 \Omega.m$ e $\rho 2 = 22065,79 \Omega.m$) | 53 |
| Figura 53 - Redução de camadas do solo | 54 |
| Figura 54 - Redução de solo de 4 camadas | 55 |
| Figura 55 - Solo com quatro camadas x solo com camada equivalente | 55 |
| Figura 56 - Distância de interferência ($d \leq 300$) (Falta Monofásica) | 61 |
| Figura 57 - Distância de interferência ($d > 300$) (Falta Monofásica) | 62 |
| Figura 58 - LT com 1 cabo guarda (circuito monofásico equivalente) | 64 |
| Figura 59 - LT com 2 cabos guarda (circuito monofásico equivalente) | 65 |
| Figura 60 - Interferência devido a uma linha de transmissão com condutores dispostos horizontalmente | 66 |
| Figura 61 - Curto circuito monofásico em uma torre de transmissão | 70 |
| Figura 62 - Distribuição da corrente de falta entre as torres | 71 |
| Figura 63 - Circuito equivalente da falta monofásica | 72 |
| Figura 64 - Eletrodo Equivalente | 75 |
| Figura 65 - Trecho de paralelismo com falta central | 76 |
| Figura 66 - Comparação entre o modelo implementado e o SESTLC para o acoplamento condutivo | 77 |
| Figura 67 - Circuito Equivalente de Transferência de Potencial | 78 |
| Figura 68 - Circuito equivalente para transferência de potencial elétrico no duto | 80 |
| Figura 69 - Dispersão da corrente em duas camadas [23] | 80 |
| Figura 70 - Eletrodo semiesférico em solo de duas camadas | 81 |
| Figura 71 - Sistema elétrico com duas subestações [30] | 83 |
| Figura 72 - Circuito equivalente do sistema completo | 84 |
| Figura 73 - Traçado do duto e LT [30] | 84 |
| Figura 74 - Secção transversal do problema [30] | 86 |
| Figura 75 - Cálculo das correntes induzidas nos cabos guarda | 87 |

| | |
|--|----|
| Figura 76- Tensão induzida no duto em regime permanente | 88 |
| Figura 77 - Tensão induzida no duto em regime permanente (Lucca) | 89 |
| Figura 78 – Diagrama elétrico em condição de falta [30] | 89 |
| Figura 79 - Corrente shunt em cada torre (falta monofásica)..... | 91 |
| Figura 80 - Corrente longitudinal nos cabos guarda (falta monofásica) | 92 |
| Figura 81 - Tensão induzida no solo tangente ao duto (falta monofásica) | 92 |
| Figura 82 - Tensão induzida no duto por acoplamento indutivo (falta monofásica) | 93 |
| Figura 83 – Corrente longitudinal ao longo do duto | 93 |
| Figura 84 - Sistema trifásico com cabo guarda equivalente | 97 |
| Figura 85 - Circuito de dois cabos guarda..... | 98 |

LISTA DE TABELAS E QUADROS

| | |
|---|----|
| Tabela 1 – Valores típicos de tensões máximas de toque admitidas em diferentes países e normas [3]..... | 7 |
| Tabela 2 - $E_{ITR\%}$ para d_{lpMAX} e limite da zona de interferência (Carson-Clem)..... | 22 |
| Tabela 3 - Comparação entre Carson-Clem e CCITT para d_{lpMAX} | 25 |
| Tabela 4 - Características do duto..... | 32 |
| Tabela 5 - Solo Equivalente | 51 |
| Tabela 6 - Dados do problema em múltiplas camadas..... | 56 |
| Tabela 7 – Zona de Interferência para Acoplamento Indutivo (EN 50443)..... | 58 |
| Tabela 8 – Comparação entre CIGRE e EN 50443 para $\rho_{solo} = 5000 \Omega m$ | 58 |
| Tabela 9 – Comparação entre zonas de interferência para curto circuito..... | 60 |
| Tabela 10 – Fatores de redução em áreas urbana adotado por ITU [28]..... | 63 |
| Tabela 11 – Zona de Interferência corrigida pelos fatores de CCITT | 63 |
| Tabela 12 - Dados do Acoplamento Condutivo Testado..... | 76 |
| Tabela 13 – Coordenadas do duto | 85 |
| Tabela 14 – Característica dos Cabos..... | 86 |
| Tabela 15 – Correntes induzidas nos cabos guarda..... | 87 |

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

| Sigla | Significado |
|---------------|---|
| LT | Linha de Transmissão |
| MEF | Método dos Elementos Finitos |
| SES | Safe Engineering Services & technologies ltd |
| CIGRE | Conseil International des Grands Réseaux Électriques |
| ITU | International Telecommunication Union's guidelines |
| IEEE | Institute of Electrical and Electronics Engineers |
| AS/NZS | Australian/New Zealand Standard |
| CA | Corrente Alternada |
| CCITT | Comité Consultatif International Téléphonique et Télégraphique |
| ABNT | Associação Brasileira de Normas Técnicas |

LISTA DE SÍMBOLOS

| Sigla | Significado |
|---------------|--|
| E_{tm} | Tensão de toque máxima admissível [V] |
| E_{pm} | Tensão de passo máxima admissível [V] |
| ρ_{solo} | Resistividade do solo [Ωm] |
| ρ_{sup} | Resistividade superficial do solo, ou resistividade da primeira camada do solo [Ωm] |
| ρ_{Eq} | Resistividade equivalente do solo [Ωm] |
| ρ'_{ck} | Resistividade média do revestimento de comprimento L_o [Ωm] |
| t_c | Tempo de duração do curto-circuito [s] |
| d_i | Distância que define a zona de interferência indutiva [m] |
| Z_{pN} | Impedância própria do segmento N do duto [Ω] |
| E_{mN} | Tensão mútua induzida no segmento N do duto [V] |
| Z_{cN} | Impedância do revestimento distribuída [Ω] |
| Z_{AT} | Impedância de aterramento na extremidade esquerda do duto [Ω] |
| Z_{At} | Impedância de aterramento na extremidade direita do duto [Ω] |
| Z_{mki} | Impedância mútua entre o circuito interferente k e a secção i do duto [Ω] |
| Z_{pm} | Impedância mútua por metro entre um condutor de uma LT e um duto enterrado [Ω/m] |
| Z_{mR} | Impedância mútua entre um cabo guarda de uma LT e um duto enterrado [Ω] |
| Z_{mF} | Impedância mútua entre uma fase em falta de uma LT e um duto enterrado [Ω] |
| Z_{mRF} | Impedância mútua entre uma fase em falta e um cabo guarda de uma LT [Ω] |
| Z_{mF} | Impedância própria da fase em falta de uma LT [Ω] |
| Z_R | Impedância própria do cabo guarda de uma LT [Ω] |
| Z_{TF} | Impedância da torre de transmissão onde ocorre a falta [Ω] |
| Z_{ATi} | Impedância da torre "i" do Terminal A [Ω] |
| Z_{BTi} | Impedância da torre "i" do Terminal B [Ω] |
| Z_{GA} | Impedância de aterramento do Terminal A [Ω] |
| Z_{GB} | Impedância de aterramento do Terminal B [Ω] |
| Z_{Agi} | Impedância mútua entre a fase em falta e o segmento de cabo guarda do vão "i" do Terminal A [Ω] |
| Z_{Bgi} | Impedância mútua entre a fase em falta e o segmento de cabo guarda do vão "i" do Terminal B [Ω] |
| Z_{pc} | Impedância característica do duto [Ω] |

| | |
|-------------------|--|
| Z_{sk} | Impedância local devido ao solo no ponto “k” do duto [Ω] |
| ϵ'_{ck} | Permissividade média do revestimento de comprimento L_o [F/m] |
| I_p | Corrente longitudinal do duto [A] |
| I_k | Corrente que circula no circuito interferente [A] |
| I_{TF} | Corrente do pé da torre drenada pelo solo [A] |
| I_L | Módulo da corrente nas fases em regime normal de operação [kA] |
| I_F | Corrente de falta monofásica na linha [A] |
| I_{ATi} | Corrente do pé da torre “i” do Terminal A [A] |
| I_{BTi} | Corrente do pé da torre “i” do Terminal B [A] |
| I_{FA} | Contribuição de falta do Terminal A [A] |
| I_{FB} | Contribuição de falta do Terminal B [A] |
| I_{RA} | Corrente de retorno do Terminal A [A] |
| I_{RB} | Corrente de retorno do Terminal B [A] |
| I_{Agi} | Corrente longitudinal segmento de cabo guarda do vão “i” do Terminal A [A] |
| I_{Bgi} | Corrente longitudinal segmento de cabo guarda do vão “i” do Terminal B [A] |
| d_{ip} | Distância entre o condutor da LT e o duto enterrado [m] |
| d'_{ip} | Distância entre o condutor da LT e a imagem do duto enterrado [m] |
| d_x | Distância entre as abscissas do condutor da LT e do duto enterrado [m] |
| d_p | Profundidade do centro do duto enterrado [m] |
| d_F | Distância da torre em falta [m] |
| d_{Fmin} | Distância mínima da torre em falta a ser estudada [m] |
| d_{AT} | Distância de uma torre do terminal A [m] |
| d_{BT} | Distância de uma torre do terminal B [m] |
| K | Coefficiente de reflexão |
| f | Frequência fundamental do sistema de potência [Hz] |
| ω | Frequência angular fundamental do sistema de potência [rad/s] |
| L_p | Comprimento paralelo equivalente do duto [Km] |
| μ_o | Permeabilidade magnética no vácuo [H/m] |
| $k_{zi_{1\phi}}$ | Tensão induzida monofásica no duto normalizada [V/Km/kA] |
| $k'_{zi_{1\phi}}$ | Tensão induzida monofásica no duto normalizada corrigida [V/Km/kA] |
| $k_{zi_{3\phi}}$ | Tensão induzida trifásica no duto normalizada [V/Km/kA] |
| E_{max} | Tensão induzida máxima permitida [V] |
| V_{solo} | Potencial induzido no solo por acoplamento condutivo [V] |

| | |
|-----------------------|---|
| $V_{\text{solo max}}$ | Tensão máxima admitida no acoplamento condutivo [V] |
| V_{TA} | Tensão monofásica do Terminal A [V] |
| V_{TB} | Tensão monofásica do Terminal B [V] |
| E_{mgAi} | Tensão induzida no cabo guarda do vão "i" do Terminal A [V] |
| E_{mgBi} | Tensão induzida no cabo guarda do vão "i" do Terminal B [V] |
| V_{ps} | Potencial do solo em um ponto adjacente e extremo ao duto [V] |
| V_{duto} | Potencial do duto [V] |
| V_{str} | Tensão de estresse no revestimento [V] |

SUMÁRIO

| | | |
|----------|--|-----------|
| 1 | INTRODUÇÃO | 1 |
| 1.1 | OBJETIVOS DO TRABALHO | 1 |
| 1.2 | ORGANIZAÇÃO DO TEXTO | 2 |
| 2 | REVISÃO BIBLIOGRÁFICA | 3 |
| 2.1 | NATUREZA DAS INTERFERÊNCIAS..... | 3 |
| 2.1.1 | Acoplamento Capacitivo | 3 |
| 2.1.2 | Acoplamento Indutivo | 3 |
| 2.1.3 | Acoplamento Condutivo | 4 |
| 2.2 | EFEITOS CAUSADOS PELAS INTERFERÊNCIAS..... | 5 |
| 2.2.1 | Segurança Pessoal | 5 |
| 2.2.2 | Danos ao Revestimento | 5 |
| 2.2.3 | Corrosão Metálica..... | 6 |
| 2.2.4 | Danos às Juntas de Isolamento..... | 6 |
| 2.2.5 | Danos aos Equipamentos Conectados ao Duto | 6 |
| 2.3 | LIMITES ADMISSÍVEIS | 6 |
| 2.4 | TÉCNICAS DE MITIGAÇÃO | 7 |
| 2.4.1 | Aterramento do Duto | 7 |
| 2.4.2 | Cabo de Blindagem de Fase Oposta | 8 |
| 2.4.3 | Juntas Isolantes | 8 |
| 2.4.4 | Cabo de Controle do Gradiente..... | 9 |
| 2.5 | EVOLUÇÃO DOS MÉTODOS PARA CÁLCULO DE TENSÕES INDUZIDAS EM DUTOS | 9 |
| 3 | ACOPLAMENTO INDUTIVO | 11 |
| 3.1 | DISTÂNCIAS MÚTUAS..... | 12 |
| 3.2 | CIRCUITO EQUIVALENTE DO PROBLEMA | 14 |
| 3.2.1 | Cálculo das Impedâncias..... | 16 |
| 3.3 | VERIFICAÇÃO DO MÉTODO IMPLEMENTADO PARA ACOPLAMENTO INDUTIVO | 43 |
| 3.3.1 | SOFTWARE SESTLC..... | 44 |
| 3.3.2 | RESULTADOS OBTIDOS | 45 |
| 3.4 | INFLUÊNCIA DO SOLO NO ACOPLAMENTO INDUTIVO .. | 49 |
| 3.4.1 | Solos com múltiplas camadas..... | 50 |
| 3.5 | ZONA DE INTERFERÊNCIA PARA ACOPLAMENTO INDUTIVO..... | 57 |
| 3.5.1 | Curto-Circuito Monofásico | 59 |

| | | |
|-------|---|------------|
| 3.5.2 | Condições Normais de Operação..... | 66 |
| 4 | ACOPLAMENTO CONDUTIVO..... | 69 |
| 4.1 | CIRCUITO EQUIVALENTE DA FALTA..... | 71 |
| 4.2 | ELEVAÇÃO DO POTENCIAL DO SOLO PRÓXIMO AO DUTO..... | 75 |
| 4.3 | VERIFICAÇÃO DO EQUACIONAMENTO | 76 |
| 4.4 | TENSÃO TRANSFERIDA AO DUTO..... | 78 |
| 4.5 | INFLUÊNCIA DO SOLO NO ACOPLAMENTO CONDUTIVO | 80 |
| 4.5.1 | Acoplamento Condutivo em Solos de Duas Camadas . | 81 |
| 4.6 | ZONA DE INTERFERÊNCIA EM ACOPLAMENTO CONDUTIVO..... | 82 |
| 5 | ESTUDO DE CASO..... | 83 |
| 5.1 | DESCRIÇÃO DO PROBLEMA | 83 |
| 5.1.1 | Características e Traçado do Duto..... | 84 |
| 5.1.2 | Características da LT | 85 |
| 5.2 | REGIME PERMANENTE | 86 |
| 5.2.1 | Simulações em Condição Normal de Operação | 87 |
| 5.3 | CONDIÇÃO DE FALTA | 89 |
| 5.3.1 | Simulações em Condição de Falta..... | 90 |
| 6 | CONSIDERAÇÕES FINAIS..... | 95 |
| | ANEXO – REDUÇÃO DE CABOS GUARDA..... | 97 |
| | REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS | 101 |

1 INTRODUÇÃO

As interferências eletromagnéticas entre dutos e LTs têm sido motivo de estudo desde a década de 1960, principalmente devido ao significativo aumento dos níveis de curto circuito, aumento das cargas alimentadas pelas linhas e critérios ambientais, que exigem que os dutos e as LTs compartilhem o mesmo corredor. Em regiões onde há interferência, altos níveis de corrente e tensão podem ser induzidos nas tubulações, os quais podem acarretar em riscos tanto para os operadores quanto para a própria integridade estrutural do equipamento. As interferências existentes entre estas estruturas podem ser classificadas em três fenômenos distintos: acoplamento capacitivo, acoplamento indutivo e acoplamento condutivo.

1.1 OBJETIVOS DO TRABALHO

Este trabalho tem por objetivo um estudo detalhado do cálculo de tensões e correntes induzidas em dutos enterrados. Logo, serão abordados os acoplamentos indutivos e condutivos, já que o acoplamento capacitivo está presente somente em dutos aéreos. Devido à escassez na literatura nacional e complexidade dos cálculos envolvidos, uma maior ênfase será dada às interferências indutivas.

O cálculo destes dois fenômenos abordados é feito de forma independente, sobrepondo os resultados para se obter um acoplamento total. A modelagem utilizada ao longo deste trabalho é feita através de circuitos equivalentes envolvendo impedâncias próprias e mútuas. Para o cálculo destas impedâncias, são comparadas formulações analíticas presentes na literatura e uma formulação mais recente que utiliza o método dos elementos finitos (MEF). Os cálculos envolvendo elementos finitos são realizados através do software gratuito FEMM®, uma aplicação do MEF em 2D. Através de um *toolbox* do Matlab®, intitulado OctaveFEMM, é possível acoplar os dois softwares citados. Logo, após a simulação, os dados são processados no Matlab® para o cálculo das tensões e correntes induzidas no duto, como também para aplicação de modelos analíticos.

Os resultados obtidos são validados com o auxílio do software comercial SESTLC, desenvolvido pela empresa canadense SES, amplamente utilizado em diversos países para cálculo de interferências eletromagnéticas.

1.2 ORGANIZAÇÃO DO TEXTO

O texto desta dissertação está organizado em seis capítulos, incluindo este primeiro de caráter introdutório e as considerações finais.

No capítulo 2, há uma breve revisão bibliográfica, que é feita com a intencionalidade de buscar expor os conceitos necessários para compreensão do presente estudo.

No capítulo 3, é discutido amplamente o acoplamento indutivo. São estudadas formulações analíticas presentes na literatura, assim como uma formulação que utiliza o MEF. Um estudo da influência da modelagem do solo também é realizado neste capítulo. Comparações são feitas com o objetivo de determinar a validade de cada formulação. A zona de interferência do acoplamento indutivo é descrita no final deste capítulo, onde um método para normatização de tal região é proposto.

No capítulo 4, introduz-se o acoplamento condutivo e sua modelagem. Resultados parciais são comparados aos obtidos através do software SESTLC. Ao final do capítulo, também são analisadas a influência da estrutura do solo e a zona de interferência do acoplamento estudado.

O capítulo 5 trata de um estudo de caso para aplicação dos métodos discutidos.

Por fim, no capítulo 6, são feitas as considerações finais do trabalho desenvolvido e sugestões para trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O presente capítulo discute a natureza das interferências eletromagnéticas em dutos e LTs, os efeitos causados por essas interferências, os limites admissíveis das tensões oriundas dos diferentes tipos de acoplamento entre estas duas estruturas e as técnicas de mitigação para adequação dos níveis de tensão. Por fim, é discutida a evolução dos métodos de cálculo presentes na literatura que modelam este problema.

2.1 NATUREZA DAS INTERFERÊNCIAS

Conceitualmente, na análise de interferências entre linhas e dutos, são considerados os seguintes acoplamentos: capacitivo, indutivo e condutivo [1]. Os fenômenos citados são descritos nos itens subsequentes.

2.1.1 Acoplamento Capacitivo

Apenas dutos metálicos aéreos situados próximos às linhas de transmissão de alta tensão estão sujeitos à influência capacitiva dos condutores. Esta interferência ocorre em condição de funcionamento normal e também durante faltas no sistema elétrico.

Tensões de alta amplitude surgem entre os dutos metálicos e a massa quando o duto é isolado; a magnitude destas tensões depende, principalmente, do nível de tensão da linha, da distância entre a linha de transmissão e o duto, e a condição de operação (operação normal ou falta).

O cálculo deste tipo de interferência utiliza como base Equações de Maxwell e alguns teoremas e métodos adicionais (Método das Imagens, Teorema da Superposição e Método de Simulação de Cargas). Métodos simplificados também podem ser encontrados na literatura [1].

2.1.2 Acoplamento Indutivo

A interferência indutiva, ilustrada na Figura 1, resulta do campo magnético gerado pelas LTs, que, por sua vez, provocam o aparecimento de tensões induzidas nos dutos metálicos, geralmente enterrados. O

acoplamento indutivo está presente tanto em condições normais de operação quanto na ocorrência de faltas nas LTs, sendo mais significativo nesta última condição. A amplitude das tensões induzidas depende da corrente que circula na linha de transmissão, da resistividade do solo, do comprimento do paralelismo entre o duto e a linha e da distância entre os mesmos.

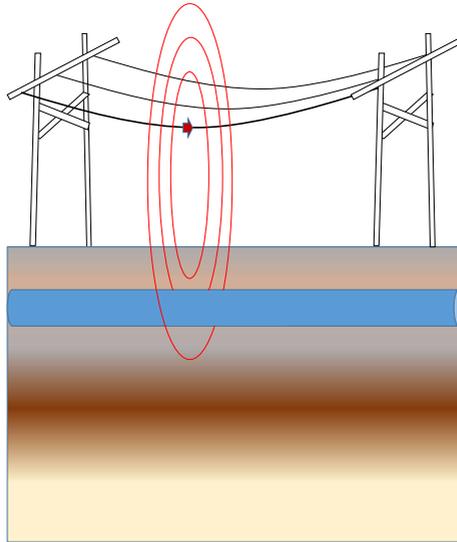


Figura 1 – Acoplamento Indutivo entre um duto e uma fase de uma LT

O cálculo do efeito indutivo usualmente é feito em duas etapas: cálculo das impedâncias mútuas e análise de circuitos. Sendo que na primeira etapa, o mais clássico é a utilização de fórmulas baseadas nas equações de Carson [2]. Porém, para topologias mais complexas, como solo de múltiplas camadas, tem-se utilizado métodos computacionais mais sofisticados como o MEF.

2.1.3 Acoplamento Condutivo

O escoamento de correntes de curto-circuito fase/terra no solo através dos eletrodos de aterramento de uma torre, subestação ou uma

usina, elevam o potencial, em relação ao terra remoto, dos eletrodos e do solo ao seu redor. Dutos enterrados podem ser afetados caso esses estejam conectados ao eletrodo de aterramento do sistema de alta tensão ou se encontrem na zona de interferência da instalação elétrica. A diferença de potencial entre o terra local e o duto metálico pode danificar o revestimento do duto. Para o cálculo da interferência condutiva em questão, as seguintes variáveis devem ser quantificadas: elevação do potencial do solo na zona de interferência do duto, potencial transferido ao duto metálico e tensões aplicadas nos flanges de isolamento e na proteção catódica. Métodos simplificados para este tipo de cálculo também podem ser encontrados na literatura [1]. Porém, existem softwares comerciais que implementam algoritmos mais complexos e precisos.

Para uma análise completa da interferência eletromagnética entre os dutos e as LTs, é feita a soma fasorial dos resultados obtidos para os diferentes tipos de acoplamento.

Neste trabalho, apenas os acoplamentos indutivos e condutivos serão tratados.

2.2 EFEITOS CAUSADOS PELAS INTERFERÊNCIAS

2.2.1 Segurança Pessoal

Qualquer ser humano em contato com duto metálico sujeito à interferência de uma linha de alta tensão pode estar exposto ao risco de choque elétrico, esse risco é função da intensidade e do tempo que a corrente passa através do corpo humano. Por questões práticas, usualmente, os limites admissíveis são expressos em níveis de tensão. Esta exposição pode ser gerada pelos três tipos de acoplamento já citados.

2.2.2 Danos ao Revestimento

Tensões produzidas por acoplamento indutivo ou condutivo podem danificar o revestimento dos dutos. Os limites de tensões e os danos que podem ser causados, dependem do tipo de material e da espessura do revestimento.

2.2.3 Corrosão Metálica

A corrosão devido às interferências eletromagnéticas está geralmente correlacionada ao acoplamento condutivo, quando faltas ocorrem próximas à região de interferência do duto. Entretanto, a ação prolongada das tensões induzidas sobre os dutos, devido ao acoplamento indutivo, também pode causar danos à estrutura metálica do mesmo.

2.2.4 Danos às Juntas de Isolamento

As juntas isolantes, utilizadas para isolar eletricamente diferentes seções dos dutos, podem ser danificadas se a diferença de potencial sobre esta estrutura ultrapassar o valor suportado pela mesma. Tensões de alta magnitude podem surgir devido ao acoplamento indutivo ou capacitivo durante faltas no sistema elétrico de alta tensão.

2.2.5 Danos aos Equipamentos Conectados ao Duto

Tensões produzidas pelos acoplamentos indutivo e condutivo podem danificar equipamentos conectados aos dutos, principalmente o sistema de proteção catódica.

2.3 LIMITES ADMISSÍVEIS

Várias normas internacionais fornecem uma metodologia para o cálculo dos limites aceitáveis para tensões de passo e de toque. Conseqüentemente, muitos países adotam seus próprios limites. No Brasil, aos valores máximos admissíveis, calculados para regime de falta, são definidos na NBR 15751 através das equações subsequentes:

$$E_{tm} = (1000 + 1,5\rho_{sup}) \times \frac{0,116}{\sqrt{t_c}} \quad [V] \quad 2-1$$

$$E_{pm} = (1000 + 6\rho_{sup}) \times \frac{0,116}{\sqrt{t_c}} \quad [V] \quad 2-2$$

Onde, ρ_{sup} é a resistividade da camada superior do solo dada em Ωm , t_c é o tempo de duração do curto-circuito em segundos, E_{tm} e E_{pm} são as tensões máximas admissíveis de toque e de passo, respectivamente. Para o regime permanente, a Tabela 1 apresenta níveis típicos de máxima tensão de toque para diferentes países e normas.

Tabela 1 – Valores típicos de tensões máximas de toque admitidas em diferentes países e normas [3]

| Norma/País | Regime Permanente Tensão Máx. (V) |
|-------------------|--|
| IEEE std80 | 15 |
| Estados Unidos | 25 |
| Alemanha | 65 |
| Suécia | 15 |
| Suíça | 50 |
| África do Sul | 50 |
| EN 50443 | 60 |

A tensão máxima admissível em termos de danos à estrutura depende do duto, do revestimento utilizado e da instalação. Esta tensão varia entre 1 kV e 10 kV.

2.4 TÉCNICAS DE MITIGAÇÃO

Para reduzir os efeitos das interferências descritas anteriormente, técnicas de mitigação podem ser utilizadas. Os itens subsequentes descrevem quatro destas técnicas [4].

2.4.1 Aterramento do Duto

Utilizada para mitigar tanto o acoplamento condutivo quanto o acoplamento indutivo, a técnica mais simples é a implementação de eletrodos de aterramento em certos pontos do duto. A resistividade do solo nesses pontos vai determinar as dimensões dos eletrodos a serem adicionados. Quanto maior a resistividade do solo, maior será a dimensão

dos eletrodos. Logo, esta técnica é recomendada para solos de baixa resistividade. Entretanto, os altos custos envolvidos podem inviabilizar sua implementação.

2.4.2 Cabo de Blindagem de Fase Oposta

Em inglês conhecida como *Cancellation Wire*, essa técnica foi desenvolvida no final da década de 1980. A técnica consiste na alocação de um cabo enterrado paralelo à linha de transmissão no lado oposto ao duto, ou seja, a linha de transmissão fixada entre o cabo de mitigação e o duto. Com este posicionamento, as tensões induzidas no cabo teriam fase oposta àquelas induzidas no duto. Ao conectar o extremo final do cabo ao duto, as tensões induzidas se cancelam, enquanto que a outra extremidade do cabo é deixada livre. Contudo, este método mitiga apenas o acoplamento indutivo e altas tensões podem ser transferidas da extremidade livre do cabo de mitigação até o duto. Além disso, o método requer aterramento adicional para a passagem do cabo.

2.4.3 Juntas Isolantes

A utilização de juntas isolantes é ilustrada na Figura 2. Estas juntas dividem o duto em partes eletricamente isoladas. A tensão induzida é atenuada devido a redução do paralelismo contínuo eletricamente. Eletrodos de aterramento são conectados em cada lado das juntas através de um dispositivo de proteção de surtos, um desacoplador CA. Este dispositivo opera somente a partir de um potencial elétrico do duto pré-definido. Logo, com este método, o duto está protegido contra as correntes induzidas, enquanto as correntes contínuas, oriundas da proteção catódica, continuam atuando normalmente. A combinação entre o aterramento permanente e a utilização de flanges isolantes pode ser efetiva na mitigação dos acoplamentos indutivos e condutivos.

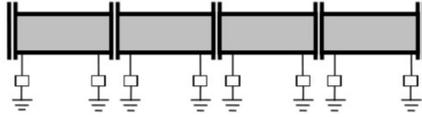


Figura 2 - Juntas Isolantes [4]

2.4.4 Cabo de Controle do Gradiente

Este método consiste na utilização de um ou dois cabos de zinco paralelos ao duto, com conexões elétricas regulares. Um exemplo para dois fios é descrito na Figura 3. No caso de flanges isolantes, as conexões citadas podem ser realizadas através de desacopladores. Dois flanges isolantes também são ilustrados na figura. É necessário isolar eletricamente o duto do resto da tubovia caso estes outros alinhamentos operem em classes diferentes de pressão ou pertençam à outra empresa.

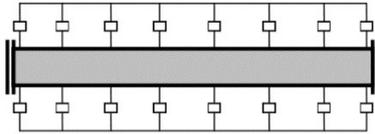


Figura 3 - Gradient Control Wire [4]

Outros métodos envolvendo o solo e as linhas de transmissão também podem ser usados na mitigação de interferências. Como exemplo, tem-se a elevação da resistividade do solo, reposicionamento do aterramento das LTs e afastamento das estruturas.

2.5 EVOLUÇÃO DOS MÉTODOS PARA CÁLCULO DE TENSÕES INDUZIDAS EM DUTOS

Com o intuito de prevenir os riscos citados, tanto para os operadores quanto para a própria integridade estrutural do equipamento, um estudo detalhado de interferência deve ser feito a fim de quantificar as tensões induzidas no duto. A modelagem deste problema tem sido tema de vários

estudos nos últimos anos, a maioria deles, embasados nas equações de Carson [5].

Durante os anos de 1970 e 1980, dois projetos de pesquisa, dos Estados Unidos, um conduzido pelo Electrical Power Research Institute (EPRI) e outro pela American Gas Association (AGA), introduziram expressões analíticas empíricas para serem implementadas em computadores ou em calculadoras programáveis. Nos anos seguintes, EPRI e AGA desenvolveram um software que modela o problema através de circuitos equivalentes com parâmetros concentrados, ou distribuídos, utilizando formulações clássicas para o cálculo das impedâncias próprias e mútuas [6]. Posteriormente, na Europa, o grupo CIGRE Working Group 36.02 produziu uma versão preliminar de um documento intitulado “Guia da Influência de Linhas de Corrente Alternada de Alta Tensão em Dutos Metálicos” [1]. Esse documento aborda métodos tanto para o cálculo do acoplamento indutivo quanto do condutivo e do capacitivo, sendo o resultado final uma composição de cada fenômeno através do Teorema da Superposição. Um algoritmo universal foi proposto em [7] em que o cálculo é feito de forma unificada, sem sobrepor os acoplamentos. Um método mais generalista, que pode ser aplicado para geometrias mais complexas, foi proposto em [8].

Mais recentemente, uma abordagem distinta, aplicando o método dos elementos finitos, foi proposta em [9]. Devido ao extenso domínio de cálculo, apenas simulações em 2 D foram consideradas. Esta limitação faz com que o método seja aplicável somente para casos simétricos com revestimento perfeito do duto, situações raramente encontradas. Para superar estas limitações, um método híbrido foi proposto em [10], aplicando MEF e análise de circuitos. Esse método foi implementado e validado para calcular o acoplamento indutivo entre LTs e dutos enterrados próximos.

Neste sentido, o presente trabalho apresenta metodologias de cálculo para os acoplamentos indutivo e condutivo. Uma ênfase maior é dada ao acoplamento indutivo, em que diferentes formulações, analíticas e semi-analíticas, são abordadas ao longo do capítulo subsequente.

3 ACOPLAMENTO INDUTIVO

Dutos enterrados próximos a linhas aéreas estão sujeitos à interferência por acoplamento indutivo devido aos campos magnéticos gerados por LTs. Esse acoplamento está presente tanto em regime permanente quanto em condições de falta, e pode induzir significantes níveis de tensão e corrente nos dutos, implicando em possíveis riscos aos colaboradores e à própria integridade do equipamento. A amplitude das tensões induzidas depende da corrente que circula na linha de transmissão, do comprimento do paralelismo entre o duto e a linha e da distância entre os mesmos.

No presente capítulo, o acoplamento indutivo é modelado através de circuitos equivalentes. Inicialmente, discute-se as distâncias mútuas entre dutos e LTs necessárias para o cálculo das impedâncias do circuito citado. Com o modelo circuitual definido, são estudadas diferentes formulações para o cálculo das impedâncias próprias e mútuas do problema em questão. Na sequência, um método é implementado com base no modelo apresentado. Os resultados são validados através de comparações com um software comercial. Devido à importância da modelagem do solo na análise do acoplamento indutivo, um estudo detalhado é feito no item 3.4 para solos de múltiplas camadas.

Para modelar o solo de forma adequada, é necessária uma estratificação detalhada em toda região de interferência entre o duto e a linha de transmissão, ilustrada na Figura 4. No CIGRE, a zona de interferência indutiva, que cresce com aumento da resistividade, é definida através da equação (3-1) [1]:

$$d_i = 200\sqrt{\rho_{\text{solo}}} \quad [\text{m}] \quad 3-1$$

Onde ρ_{solo} é a resistividade do solo expressa em Ωm .

Inicialmente, é adotada como referência a equação (3-1), frequentemente mais conservadora e pouco detalhada em [1]. Entretanto, ao final deste capítulo, um estudo detalhado é feito para determinação da zona de interferência para o acoplamento indutivo.

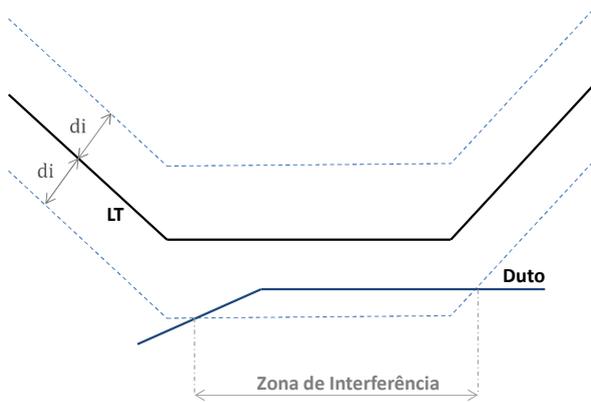


Figura 4 - Zona de interferência indutiva

3.1 DISTÂNCIAS MÚTUAS

Com a zona de interferência definida, recomenda-se em [1], para realização do cálculo do acoplamento indutivo, subdividir o duto em segmentos e aproximar traçados oblíquos com seções equivalentes paralelas ao circuito indutor, neste caso, a linha de transmissão. Esta subdivisão é ilustrada na Figura 5.

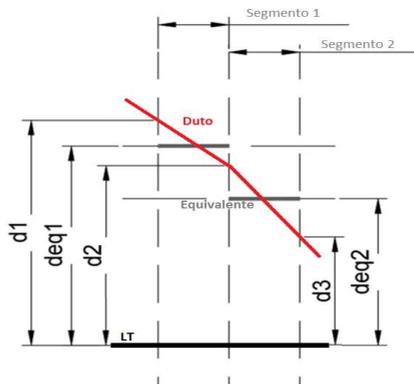


Figura 5 - Subdivisão do duto

A distância equivalente mútua é dada pelas seguintes expressões:

$$d_{eq} = \sqrt{d_1 d_2} \quad 3-2$$

$$\frac{1}{3} \leq \frac{d_1}{d_2} \leq 3 \quad 3-3$$

Quando a condição (3-3) não é satisfeita, o segmento oblíquo do duto é novamente subdividido até atender o critério em questão. Em [1] para o caso de cruzamentos, a zona situada a uma distância de 10 metros em ambos os lados da linha é considerada um segmento particular. Se o ângulo entre o trecho oblíquo e a LT foi maior que 45° o segmento pode ser negligenciado. No caso do ângulo ser menor, um segmento paralelo equivalente é considerado com uma distância horizontal de 6 metros, como mostra a Figura 6.

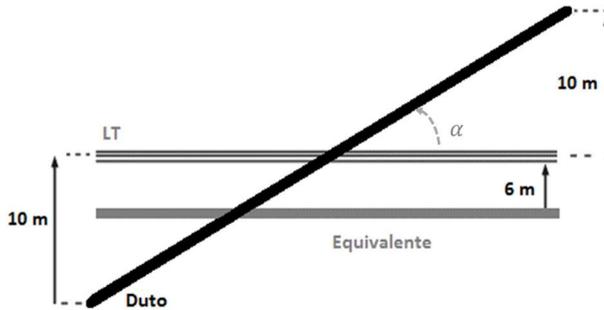


Figura 6 - Cruzamento Equivalente para $\alpha \geq 45^\circ$

Na subdivisão do duto, é necessário levar em conta o efeito de dupla interferência da linha, ou seja, casos em que um segmento do duto sofre interferência de duas seções da LT. A Figura 7 ilustra esse fato, em que o segmento induzido “ab” sofre dupla interferência do circuito indutor “mon” [11].

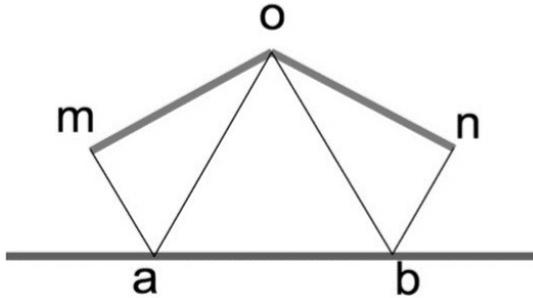


Figura 7 - Efeito de dupla indução [11]

O caso onde não há acoplamento também deve ser considerado, na Figura 8 o segmento induzido “cd” deve ser negligenciado.

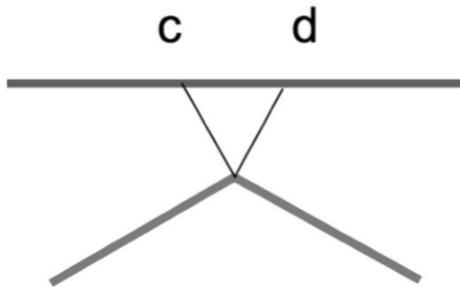


Figura 8 - Sem acoplamento [11]

Na prática, as subdivisões do duto são feitas no maior número possível de segmentos para aumentar a precisão do cálculo.

Com o duto seccionado, é possível determinar a impedância mútua de cada segmento e, com estes resultados, construir o circuito equivalente do problema, o qual será abordado no item a seguir.

3.2 CIRCUITO EQUIVALENTE DO PROBLEMA

O cálculo das tensões induzidas em um duto, que se encontra na zona de interferência de uma linha de transmissão, requer a modelagem do duto e a determinação de suas características elétricas. Assim como os condutores

de uma linha de transmissão aérea, um duto metálico pode ser considerado como um condutor com dimensões geométricas e características físicas conhecidas. O circuito equivalente para um duto metálico com parâmetros elétricos distribuídos é mostrado na Figura 9.

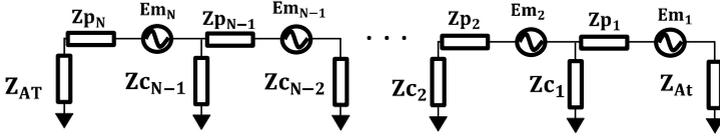


Figura 9 - Circuito Equivalente de um Duto Metálico

As impedâncias de fuga (Z_{ci}) permitem que um defeito no revestimento possa ser levado em conta nos cálculos. Essas impedâncias também podem representar pontos intermediários de aterramento do duto.

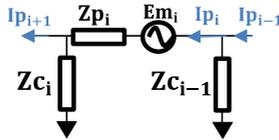


Figura 10- Correntes longitudinais do Duto

A Figura 10 ilustra as correntes longitudinais no circuito equivalente do duto. Para determinação destas correntes, o seguinte sistema deve ser resolvido:

$$[Z_p][I_p] = [E_m] \quad 3-4$$

Onde

$$[Z_p] = \begin{bmatrix} T_1 & -Z_{C1} & 0 & \dots & 0 \\ -Z_{C1} & T_2 & -Z_{C2} & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & -Z_{C_{i-1}} & T_i & -Z_{C_i} & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & 0 \\ 0 & \dots & -Z_{C_{N-2}} & T_{N-1} & -Z_{C_{N-1}} \\ 0 & \dots & \dots & -Z_{C_{N-1}} & T_N \end{bmatrix} \quad 3-5$$

$$\begin{cases} T_1 = Z_{At} + Z_{p_1} + Z_{C_1} & \text{para } i = 1 \\ T_i = Z_{C_{i-1}} + Z_{p_i} + Z_{C_i} & \text{para } i = 2 \text{ até } N - 1 \\ T_N = Z_{C_{N-1}} + Z_{p_N} + Z_{AT} & \text{para } i = N \end{cases} \quad 3-6$$

O vetor [Em] depende da interação mútua entre o duto e os circuitos que interferem com o mesmo. Supondo a existência de k circuitos acoplados indutivamente à cada secção i do duto, tem-se

$$E_{m_i} = \sum_{k=1}^M I_k Z_{mki} \quad [V] \quad 3-7$$

Onde, I_k é a corrente que circula no circuito interferente e Z_{mki} a impedância mútua entre o circuito interferente e a secção “i” do duto.

3.2.1 Cálculo das Impedâncias

Para resolução do circuito equivalente apresentado é necessário, primeiramente, determinar as impedâncias presentes no problema. Nos itens subsequentes, são apresentadas relações existentes na literatura para o cálculo destas grandezas através de formulações analíticas, semi-analíticas e simulações computacionais.

3.2.1.1 Métodos Analíticos

3.2.1.1.1 Impedância mútua entre dutos enterrados e condutores aéreos

As formulações analíticas para o cálculo analítico do acoplamento mútuo entre linhas de transmissão aéreas e dutos enterrados são embasadas nas equações de Carson e Pollazcek [2], as quais consideram o efeito do caminho de retorno pelo solo. Um esboço dos condutores é apresentado na Figura 11.

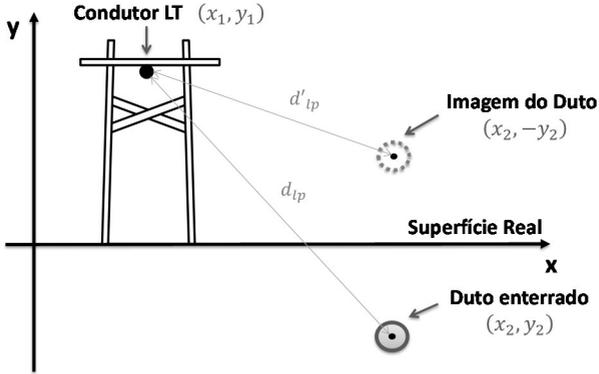


Figura 11 - Condutor de LT e duto enterrado

As impedâncias mútuas descritas ao longo deste capítulo são expressas em Ω/m . Logo, para aplicação dessas expressões na equação (3-4), deve-se multiplicar a impedância mútua calculada pelo comprimento equivalente paralelo da seção do duto.

A equação proposta por Carson possui a seguinte forma [2]:

$$Z_{pm_{AN}} = j \frac{\mu_0 \omega}{2\pi} \ln \left(\frac{d'_{lp}}{d_{lp}} \right) + (P + jQ) \quad [\Omega/m] \quad 3-8$$

Onde d'_{lp} é a distância entre o condutor da linha de transmissão e a imagem do duto enterrado, e d_{lp} é a distância entre o duto e o condutor aéreo, ambas as grandezas são dadas em metros. Os termos P e Q da equação precedente são correções devido ao solo, estas grandezas são descritas por séries infinitas. A parcela real P da impedância mútua representa as perdas no caminho de retorno pelo solo.

▪ Cálculo de Referência

A equação (3-8) também pode ser expressa da seguinte forma [2]:

$$Z_{pm_{Carson}} = j \frac{\mu_0 \omega}{2\pi} \ln \left(\frac{d'_{lp}}{d_{lp}} \right) + j \frac{\mu_0 \omega}{\pi} \int_0^{\infty} \frac{e^{-(y_1 + y_2)\lambda}}{\lambda + \sqrt{\lambda^2 + \gamma^2}} \cos(\lambda d_x) d\lambda \quad [\Omega/m] \quad 3-9$$

A solução da integral acima só é possível com a utilização de recursos computacionais mais avançados. Segundo [12], uma forma de resolver este problema é escrever a integral em termos da função de Struve de primeira ordem H_1 e função de Neumann de primeira ordem Y_1 [13]:

$$\begin{aligned}
 j \frac{\mu_0 \omega}{\pi} \int_0^\infty \frac{e^{-(y_1+y_2)\lambda}}{\lambda + \sqrt{\lambda^2 + \gamma^2}} \cos(\lambda d_x) d\lambda \\
 = j \frac{\mu_0 \omega}{4} \left[\frac{H_1(u_1) - Y_1(u_1)}{u_1} + \frac{H_1(u_2) - Y_1(u_2)}{u_2} - \frac{2}{\pi} \left(\frac{u_1^2 + u_2^2}{(u_1 u_2)^2} \right) \right] \quad 3-10
 \end{aligned}$$

Onde

$$\begin{aligned}
 \gamma &= \sqrt{\frac{j\omega\mu_0}{\rho_{\text{solo}}}} \\
 d_x &= |x_1 - x_2| \\
 u_1 &= \gamma(y_1 + y_2) + jd_x \\
 u_2 &= \gamma(y_1 + y_2) - jd_x
 \end{aligned}$$

As funções H_1 e Y_1 podem ser expressas como uma expansão em séries dependentes das funções de Bessel como descrito em [13]. Esta solução, por ser uma solução numérica direta da integral de Carson, vai ser intitulada solução de referência neste trabalho. As fórmulas subsequentes, citadas em normas como a AS/NZS 4853 [14] e em [1], são aproximações das equações precedentes.

▪ Fórmula de Carson-Clem

A fórmula de Carson-Clem, por exemplo, adotada em [1], utiliza os primeiros termos das séries descritas abaixo:

$$P = \mu_0 \omega \left(\frac{1}{8} - \frac{\sqrt{2}}{6\pi} r \cos \theta + \frac{1}{16} r^2 [(1,3659 - \ln(r)) \cos 2\theta + \theta \cos 2\theta] - \dots \right) \quad 3-11$$

$$Q = \frac{\mu_0 \omega}{\pi} \left(\frac{1}{2} \ln \left(\frac{1,851382}{r} \right) + \frac{\sqrt{2}}{6\pi} r \cos \theta - \frac{\pi}{64} r^2 \cos 4\theta - \dots \right) \quad 3-12$$

Onde, segundo [2],

$$r = d'_{ip} \sqrt{\frac{\mu_0 \omega}{\rho_{solo}}} \text{ para } r \leq \frac{1}{4} \quad 3-13$$

Ao considerar a relação (3-13), nota-se que esta aproximação é aplicada quando r é menor ou igual 0,25 e a altura do condutor da linha de transmissão é pequena quando comparada ao comprimento de onda. A formulação de Carson-Clem utiliza apenas o primeiro termo das séries apresentadas em (3-11) e (3-12). Aplicando os elementos descritos na equação (3-8), obtém-se a fórmula citada:

$$Z_{pm\text{Carson/Clem}} = \frac{\mu_0 \omega}{8} + j \frac{\mu_0 \omega}{2\pi} \ln \left(\frac{1,851382}{d_{ip} \sqrt{\frac{\mu_0 \omega}{\rho_{solo}}}} \right) \quad [\Omega/m] \quad 3-14$$

A equação de Carson-Clem pode ser aplicada com uma precisão de 2,5% devido a utilização apenas dos primeiros termos das séries infinitas. Por outro lado, sabendo que $d_{ip} \geq d'_{ip}$ e dada a relação (3-13), a distância limite para validade da fórmula de Carson-Clem pode ser definida pela seguinte equação:

$$d_{ip\text{MAX}} \cong 90 \sqrt{\frac{\rho_{solo}}{f}} \quad [m] \quad 3-15$$

Na frequência nominal de 60 Hz, por exemplo, $d_{ip\text{MAX}}$ vale 37 m, 116 m e 367 m para resistividades médias do solo de 10 Ωm , 100 Ωm e 1000 Ωm , respectivamente. Vale ressaltar que esta distância é sempre menor que a zona de interferência. A limitação fica evidente na Figura 12 onde, com aumento significativo da distância, a impedância mútua começa a aumentar ao invés de diminuir como era esperado.

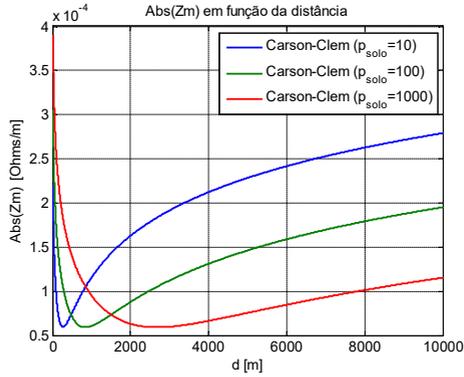


Figura 12 - Módulo da impedância mútua em função da distância entre os condutores para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega \cdot \text{m}$ (Carson-Clem)

Porém, quando o limite d_{pMAX} é respeitado, a fórmula de Carson-Clem é uma boa aproximação para a solução de referência. Como evidenciado na relação (3-15), a limitação da relação de Carson-Clem é maior para resistividades menores, como mostrado na Figura 13, onde:

$$E_{\%} = 100 \left\| \frac{Z_{\text{pmCarson/Clem}} - Z_{\text{pmCarson}}}{Z_{\text{pmCarson}}} \right\| \quad [\%] \quad 3-16$$

O erro relativo é calculado tomando como referência a solução da equação (3-16). Para as outras aproximações o cálculo efetuado será análogo.

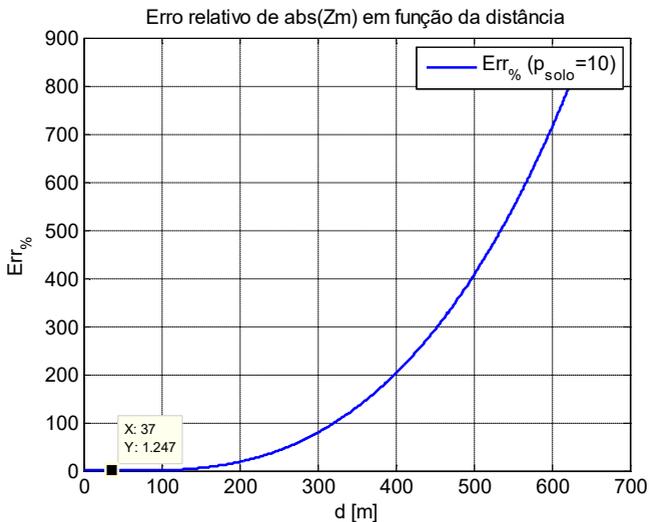


Figura 13 - Erro relativo da fórmula de Carson-Clem em função da distância para diferentes resistividades ($\rho_{\text{solo}} = 10 \Omega.m$)

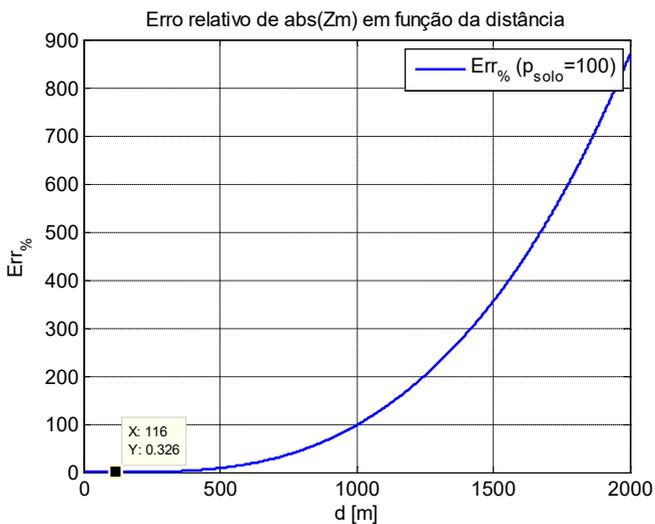


Figura 14 - Erro relativo da fórmula de Carson-Clem em função da distância para diferentes resistividades ($\rho_{\text{solo}} = 100 \Omega.m$)

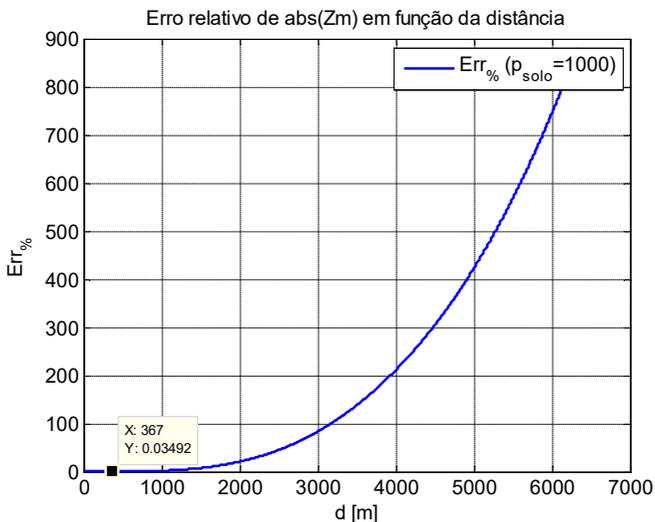


Figura 15 - Erro relativo da fórmula de Carson-Clem em função da distância para diferentes resistividades ($\rho_{\text{solo}} = 1000 \Omega.m$)

As figuras 13, 14 e 15 apresentam o erro absoluto da diferença entre o módulo da impedância calculada pela fórmula de Carson-Clem e o módulo da solução de referência para $\rho_{\text{solo}} = 10 \Omega.m$, $\rho_{\text{solo}} = 100 \Omega.m$ e $\rho_{\text{solo}} = 1000 \Omega.m$, respectivamente. O limite da ordenada de cada uma das figuras citadas é a própria zona de interferência ($200\sqrt{\rho_{\text{solo}}}$). Os valores destacados correspondem ao erro no limite d_{ipMAX} . As figuras mostram que o erro tende a divergir quando a distância limite é ultrapassada. No entanto, obedecendo ao limite estabelecido, a fórmula de Carson – Clem é uma boa aproximação em módulo da solução de referência, principalmente para resistividades de solo maiores, como mostra a Tabela 2.

Tabela 2 - $Err\%$ para d_{ipMAX} e limite da zona de interferência (Carson-Clem)

| $\rho_{\text{solo}} [\Omega.m]$ | Err max% em d_{ipMAX} | Err max% limite da interferência |
|---------------------------------|--------------------------------|----------------------------------|
| 10 | 1,25 | 837 |
| 100 | 0,32 | 869 |
| 1000 | 0,1 | 879 |

Devido à equação (3-14) apresentar uma parte real constante, que não varia com a distância e nem com a resistividade do solo, os erros da parte real da fórmula de Carson-Clem são mais significativos, mesmo quando respeitado o critério d_{ipMAX} , como mostrado nas figuras 16 e 17. Sabendo que a parte real da formulação de Carson representa as perdas no caminho de retorno pelo solo, como citado anteriormente, este erro tende a aumentar com a distância.

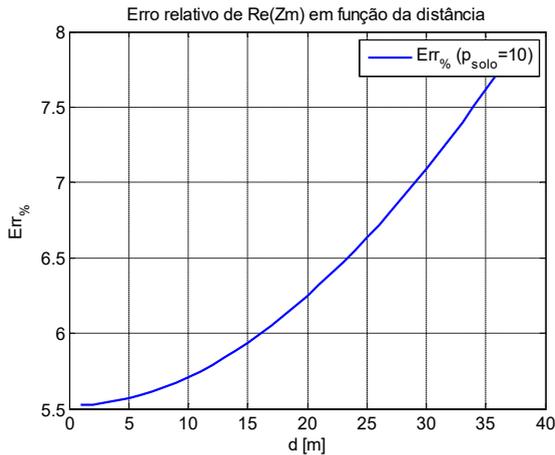


Figura 16 - Erro relativo de $Re(Z_{CARSON-CLEM})$ em função da distância para $\rho_{solo}=10 \Omega.m$

Tanto o erro da parte imaginária quanto o erro da parte real são superiores ao erro do módulo em d_{ipMAX} para $\rho_{solo}=10 \Omega.m$. Isso se deve ao fato que, neste caso, tem-se uma compensação em que a parte real de $Z_{pm(Carson/Clem)}$ é maior que $Re(Z_{pmCarson})$, ao contrário da parte imaginária. Como se tratam de fenômenos físicos diferentes, deve-se também avaliar cada erro separadamente, além do erro em módulo.

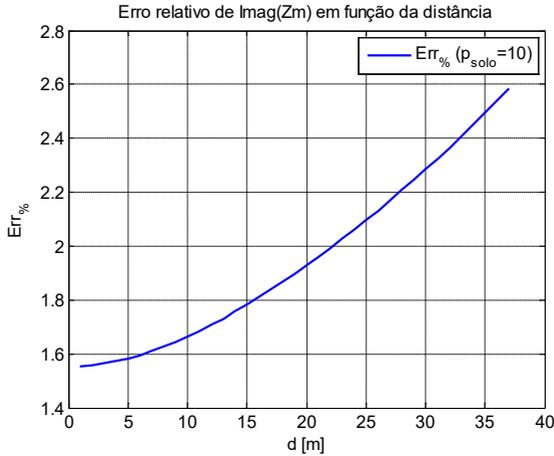


Figura 17 - Erro relativo de $\text{Im}g(Z_{\text{CARSON-CLEM}})$ em função da distância para $\rho_{\text{solo}}=10 \Omega.m$

- **Fórmula recomendada pelo CCITT**

O CCITT (“Comité Consultatif International Téléphonique et Télégraphique”), um comitê especializado em telecomunicações, recomenda em [15] o uso da seguinte fórmula para calcular a impedância mútua entre cabos enterrados e cabos aéreos:

$$Z_{\text{pmCCITT}} = j \frac{\mu_0 \omega}{2\pi} \left[\ln \left(\frac{1,851382}{\gamma d_{ip}} \right) + \frac{2\gamma(y_1 + y_2)}{3} \right] \quad [\Omega/m] \quad 3-17$$

A fórmula adotada pelo CCITT também possui limitação com relação à distância, principalmente para solos de resistividades menores, como mostra a Figura 18. Na mesma figura, está esboçado o comportamento da solução de referência, não seguido pelas aproximações até então citadas.

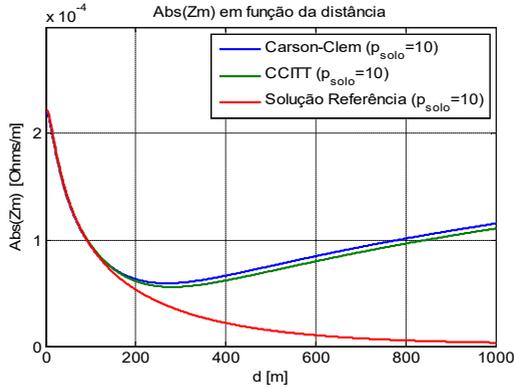


Figura 18- Módulo da impedância mútua em função da distância entre os condutores para $\rho_{\text{solo}}=10 \text{ } \Omega \cdot \text{m}$ (Carson-Clem e CCITT)

A Tabela 3 faz uma comparação entre as formulações de Carson-Clem e CCITT.

Tabela 3 - Comparação entre Carson-Clem e CCITT para d_{IpMAX}

| ρ_{solo} [$\Omega \cdot \text{m}$] | Err_max% abs(Zm) em d_{IpMAX} | | Err_max% Imag(Zm) em d_{IpMAX} | | Err_max% Re(Zm) em d_{IpMAX} | |
|---|---|----------------------|--|-------|--|-------|
| | Carson /Clem | CCITT | Carson /Clem | CCITT | Carson /Clem | CCITT |
| 10 | 1,25 | 0,028 | 2,6 | 0,25 | 7,8 | 1,6 |
| 10 ² | 0,32 | 2,5x10 ⁻³ | 1 | 0,3 | 4,5 | 2,5 |
| 10 ³ | 0,1 | 0,085 | 0,53 | 0,3 | 3,3 | 2,75 |

Ainda sobre a Tabela 3, vê-se ela sinaliza que a formulação proposta pelo CCITT é geralmente mais precisa que a fórmula de Carson-Clem, mesmo respeitando a limitação em nível de distância.

▪ Fórmula de Lucca

Lucca propôs uma aproximação mais precisa para o equacionamento de Carson. A fórmula de Lucca é válida para diferentes distâncias consideravelmente maiores. Em [16] são mostradas comparações entre a fórmula proposta e a solução numérica do equacionamento de Carson para

diferentes distâncias e frequências de até 5 kHz. Os resultados apresentados revelam que o equacionamento é compatível com a formulação de Carson com um erro máximo em torno de 13%. A fórmula de Lucca é descrita a seguir:

$$Z_{pmLucca} = j \frac{\mu_0 \omega}{2\pi} \left[\ln \left(\frac{\bar{d}_{lp}}{d_{lp}} \right) - \frac{2 \bar{h}}{3 \gamma^3} \left[\frac{\bar{h}^2 - 3d_x^2}{\bar{d}_{lp}^6} \right] \right] \quad [\Omega/m] \quad 3-18$$

Onde

$$\bar{h} = (y_1 - y_2) + \frac{2}{\gamma}$$

$$\bar{d}_{lp} = \sqrt{\bar{h}^2 + d_x^2}$$

Nas figuras 19, 20 e 21, é possível observar que os erros são consideravelmente menores que nos casos anteriores. As linhas tracejadas verticais coloridas representam a zona de interferência, definida em (3-1), para cada resistividade.

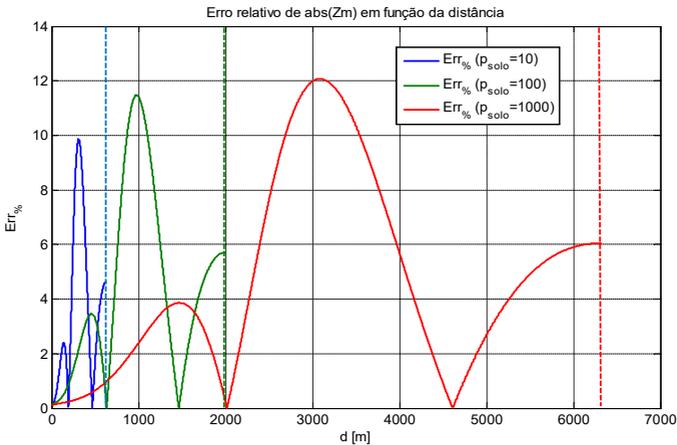


Figura 19 - Erro relativo da fórmula de Lucca em função da distância para $\rho_{solo} = 10, 100$ e $1000 \Omega.m$

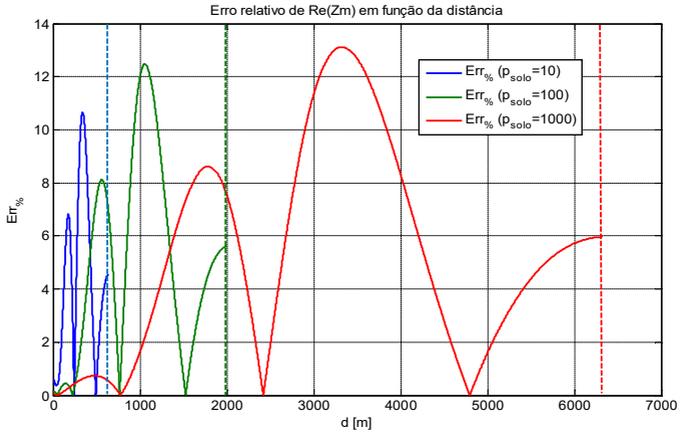


Figura 20 - Erro relativo de $\text{Re}(Z_{LUCCA})$ em função da distância para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega.m$

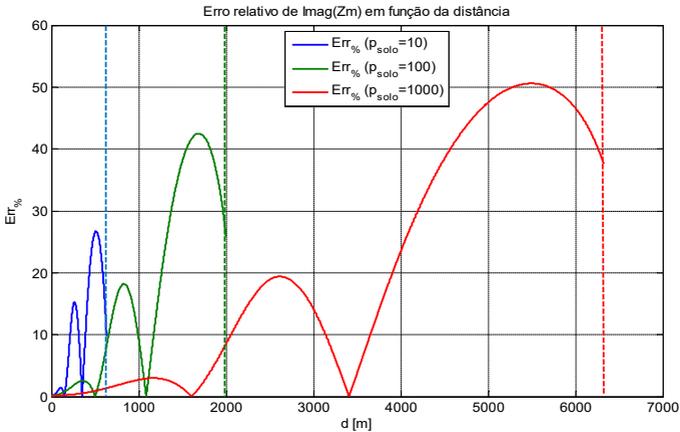


Figura 21 - Erro relativo de $\text{Im}(Z_{LUCCA})$ em função da distância para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega.m$

As figuras 21 e 20 apresentam os erros das partes imaginária e real da impedância mútua, respectivamente. Ao comparar a Figura 20 com a Figura 19, nota-se que na medida que a distância entre o duto e o condutor

da linha aumenta a parte real torna-se cada vez mais predominante. Logo, os erros apresentados na Figura 21, nesse caso, acabam tendo menos impacto no resultado final.

▪ **Fórmula de Ametani**

Mais recentemente, Ametani também propôs uma aproximação para o cálculo da impedância mútua entre condutores aéreos e condutores enterrados [17]:

$$Z_{pm_{Ametani}} = j \frac{\mu_0 \omega}{2\pi} \ln \left(\frac{\bar{d}_{lp}}{d_{lp}} \right) e^{-\gamma_2 Y} \quad [\Omega/m] \quad 3-19$$

A aproximação feita por Ametani segue passos muito similares ao de Lucca. Basicamente, Ametani considera duas etapas. A primeira etapa segue a teoria das imagens. A segunda etapa consiste no cancelamento da exponencial oscilatória da integral de Carson.

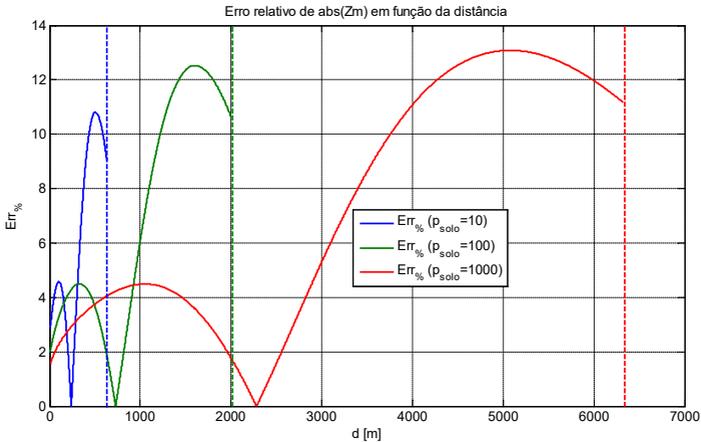


Figura 22 - Erro relativo da fórmula de Ametani em função da distância para $\rho_{solo} = 10, 100$ e $1000 \Omega.m$

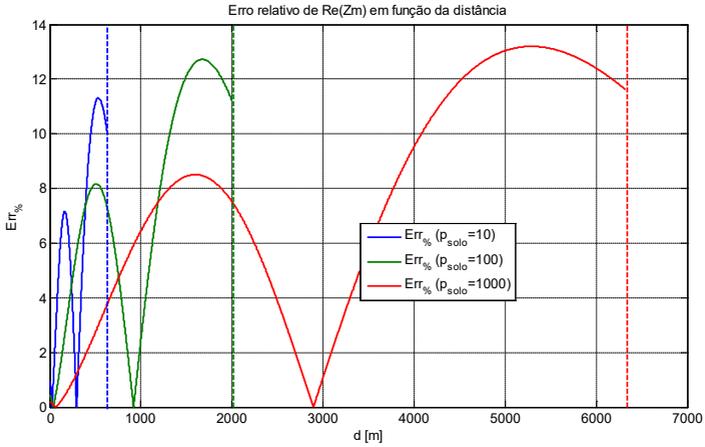


Figura 23 - Erro relativo de $\text{Re}(Z_{\text{AMETANI}})$ em função da distância para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega.m$

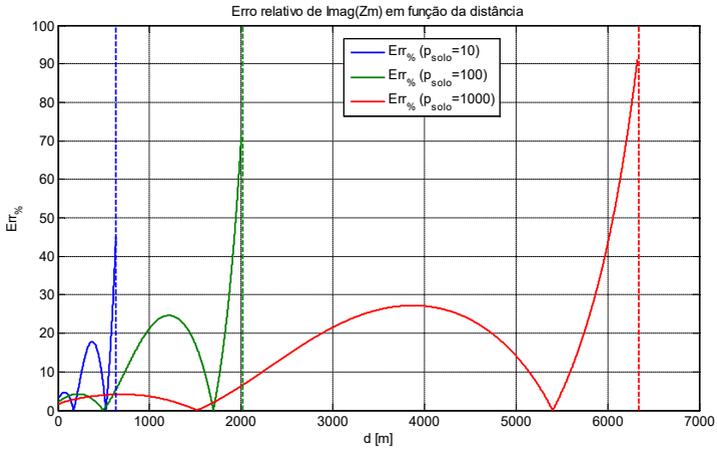


Figura 24 - Erro relativo de $\text{Imag}(Z_{\text{AMETANI}})$ em função da distância para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega.m$

A similaridade entre aproximações de Ametani e Lucca fica evidente ao comparar as figuras 22, 23 e 24 com os gráficos obtidos anteriormente. Porém, a aproximação de Lucca é ligeiramente mais precisa, como mostra

a Figura 25, em que são comparados os erros em módulo para cada aproximação. Resultados similares são obtidos ao comparar as partes real e imaginária das aproximações em questão.

Por essas duas últimas aproximações não terem limitação em nível de distância como a fórmula de Carson-Clem e CCITT, tem-se uma boa aproximação para toda zona de interferência, como mostra a Figura 26, em que os gráficos estão praticamente sobrepostos.

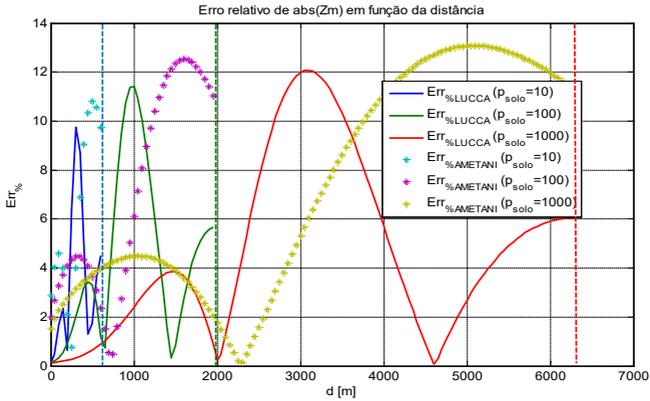


Figura 25 - Comparação entre os erros relativos de Abs(Z_{LUCCA}) e Abs(Z_{AMETANI}) para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega.m$

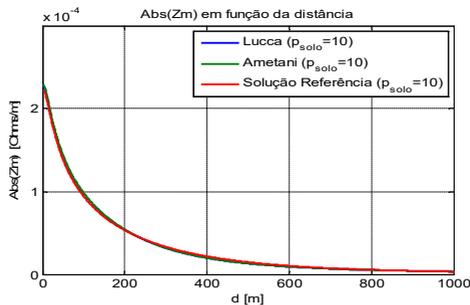


Figura 26 - Comparação entre as impedâncias Abs(Z_{LUCCA}), Abs(Z_{AMETANI}) e Solução de Referência para $\rho_{\text{solo}} = 10 \Omega.m$

3.2.1.1.2 Impedância própria e admitância shunt para dutos enterrados

▪ Impedância Própria

A impedância própria de um duto ilustrado na Figura 27 pode ser obtida pela seguinte expressão:

$$Z_p = Z_{p_i} + Z_{p_e} \quad [\Omega/m] \quad 3-20$$

Onde a primeira parcela se refere a impedância própria interna e o segundo termo a impedância externa.

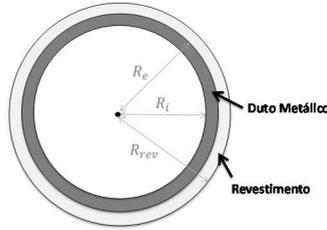


Figura 27 - Seção Transversal do duto

No CIGRE ([1]), apêndice G, a seguinte fórmula aproximada foi proposta para o cálculo da impedância própria de um duto enterrado:

$$Z_{p_e} = \frac{\mu_0 \omega}{8} + j \left[\frac{\mu_0 \omega}{2\pi} \ln \left(\frac{3,7}{D} \sqrt{\frac{\rho_{\text{Solo}}}{\mu_0 \omega}} \right) \right] \quad \left[\frac{\Omega}{m} \right] \quad 3-21$$

$$Z_{p_i} = (1 + j) \frac{\sqrt{\rho_P \mu_0 \mu_r \omega}}{\pi D \sqrt{2}} \quad \left[\frac{\Omega}{m} \right]$$

A impedância própria de um duto próximo à superfície do solo também pode ser calculada através da relação de Carson abaixo:

$$Z_{p_{\text{Carson}}} = Z_{p_i} + j \frac{\mu_0 \omega}{2\pi} \ln \left(\frac{2|y_2|}{r} \right) + j \frac{\mu_0 \omega}{\pi} \int_0^{\infty} \frac{e^{-2|y_2|\lambda}}{\lambda + \sqrt{\lambda^2 + \gamma^2}} d\lambda \quad [\Omega/m] \quad 3-22$$

A integral da equação precedente tem solução numérica de complexidade análoga à formulação de Carson para indutâncias mútuas, como indica a relação subseqüente.

$$j \frac{\mu_0 \omega}{\pi} \int_0^\infty \frac{e^{-2ly_2|\lambda|}}{\lambda + \sqrt{\lambda^2 + \gamma^2}} = j \frac{\mu_0 \omega}{2} \left[\frac{H_1(u) - Y_1(u)}{u} - \frac{2}{u^2 \pi} \right] \quad 3-23$$

Tabela 4 - Características do duto

| Duto | |
|-------------------------|--------|
| Raio Interno (m) | 0,1014 |
| Raio Externo (m) | 0,1095 |
| Condutividade (MS/m) | 5,8 |
| Permeabilidade Relativa | 300 |
| Profundidade (m) | 1 |

As figuras 28, 29 e 30 mostram comparações entre as duas formulações apresentadas em função da resistividade do solo, considerando as características do duto ilustradas na Tabela 4.

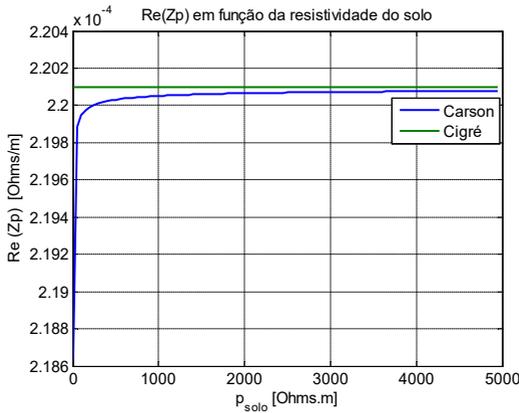


Figura 28 - Re(Zp) (CIGRE e Carson)

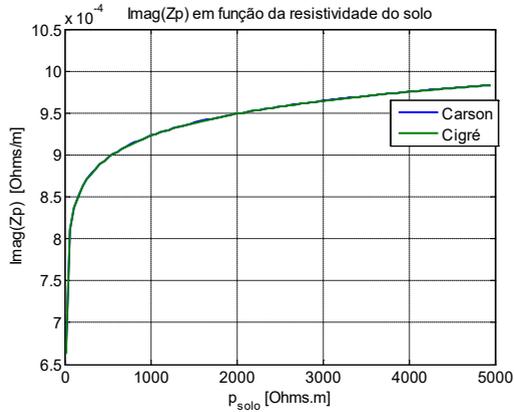


Figura 29 - $\text{Imag}(Z_p)$ (CIGRE e Carson)

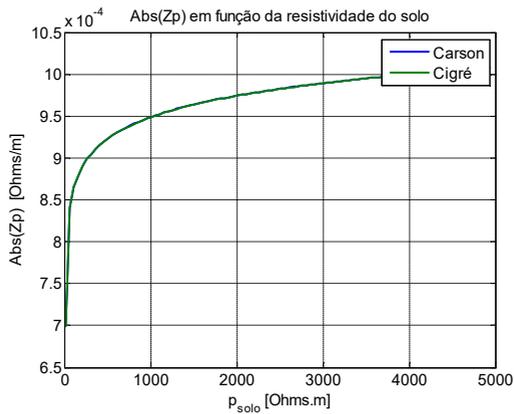


Figura 30 – $\text{Abs}(Z_p)$ (CIGRE e Carson)

Uma pequena diferença da parte real da formulação de Carson e aquela apresentada em [1] pode ser visualizada na Figura 28. Porém, essa diferença é insignificante em valores absolutos. Ao observar a Figura 29, parte imaginária da impedância própria, e a Figura 30, módulo desta impedância, nota-se que as duas formulações apresentadas são praticamente equivalentes e que a contribuição da parte imaginária da impedância, neste caso, é mais significativa. Logo, a equação proposta no CIGRE é uma boa aproximação para a solução de referência da integral de Carson.

▪ **Admitância Shunt**

Para dutos não revestidos enterrados a uma profundidade h_p (expressa em metros e medida a partir do centro do duto), a admitância shunt é dada pela seguinte fórmula [18]:

$$Y_p = \frac{0,349549 f}{\ln \frac{h_p + \sqrt{h_p^2 - r^2}}{r}} 10^{-9} \quad [\text{S/m}] \quad 3-24$$

Para dutos revestidos a admitância shunt equivalente Y_p , consiste na admitância do revestimento Y_c , em série com a admitância externa Y_e e é dada por:

$$Y_p = \frac{1}{\frac{1}{Y_c} + \frac{1}{Y_e}} \quad [\text{S/m}] \quad 3-25$$

onde

$$Y_c = \frac{\pi D}{\rho_c \delta_c} + j \frac{\epsilon_c \pi D}{\delta_c} \quad [\text{S/m}] \quad 3-26$$

e

$$Y_e = \frac{\frac{\pi}{\rho_{\text{solo}}} + j\omega\epsilon_{\text{solo}}}{\ln \frac{1,12}{\gamma \sqrt{4h_p^2 + r^2}}} \quad [\text{S/m}] \quad 3-27$$

Onde ρ_c é a resistividade do revestimento do duto em Ωm , ϵ_c é a permissividade relativa do revestimento e δ_c a espessura expressa em metros. Dutos revestidos possuem geralmente revestimento de alta resistividade, em que Y_e é muito maior que Y_c , logo, através da (3-25), tem-se a seguinte expressão [1]:

$$Y_p = Y_c = \frac{\pi D}{\rho_c \delta_c} + j \frac{\epsilon_c \pi D}{\delta_c} \quad [\text{S/m}] \quad 3-28$$

3.2.1.2 Método dos Elementos Finitos

Considerando que a secção transversal do problema apresentada na Figura 11, vê-se que o equacionamento do sistema pode ser efetuado considerando um problema magnetodinâmico 2D no domínio da frequência, cujos componentes do Potencial Vetor Magnético (PVM) A_z e do vetor densidades total de corrente J_z estão na direção do eixo z , perpendicular à folha, como mostram as equações subsequentes [9]:

$$\frac{1}{\mu_0 \mu_r} \left[\frac{\partial^2 A_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A_z}{\partial y^2} \right] - j\omega \sigma A_z + J_{sz} = 0 \quad 3-29$$

$$-j\omega \sigma A_z + J_{sz} = J_z \quad 3-30$$

$$\iint_{S_i} J_z ds = I_i \quad 3-31$$

Onde σ é a condutividade do meio, μ_0 e μ_r são a permeabilidade magnética do vácuo e a permeabilidade relativa, respectivamente, ω é a frequência angular, J_{sz} a densidade de corrente gerada na direção do eixo z , e I_i o valor rms da corrente que flui através da secção transversal S_i do condutor em questão.

Em [9] é mostrado que a formulação apresentada resulta em um cálculo matricial. Os valores do PVM podem ser obtidos em cada nó da discretização do domínio de cálculo através da solução das equações matriciais, assim como as densidades de correntes desconhecidas. Portanto, para um elemento “e” qualquer, a densidade corrente que se refere às correntes induzidas pela variação do campo magnético no material, chamadas de “eddy current” ou correntes parasitas J_{ez}^e são calculadas através da seguinte relação:

$$J_{ez}^e(x,y) = -j\omega \sigma A_{ez}^e(x,y) \quad 3-32$$

A densidade total de corrente induzida J_z^e , sendo a soma da densidade de corrente proveniente de fontes de excitação no condutor “i”, J_{szi} , e a densidade de corrente J_{ez}^e da equação acima, é obtida pela seguinte equação:

Integrando a equação anterior através da secção transversal do condutor, a corrente total que flui no condutor é determinada.

O software de elementos finitos FEMM trabalha com esse tipo de formulação e será utilizado nos cálculos descritos nesta secção.

3.2.1.2.1 Determinação das Impedâncias Próprias e Mútuas

Os cálculos realizados através do MEF são usados como uma ferramenta para o cálculo das impedâncias dos condutores presentes no problema abordado. Supondo a existência de “n” condutores e assumindo que a queda de tensão por unidade de comprimento V_i é conhecida para uma dada corrente de excitação, a impedância mútua Z_{ik} entre o condutor “i” e outro condutor “k”, onde flui a corrente I_k , com todos outros condutores forçados a ter corrente nula, é dada por:

$$Z_{ik} = \frac{V_i}{I_k} \quad (i, k = 1, 2, 3, \dots, n) \quad [\Omega/m] \quad 3-34$$

Note que, para $i=k$ na equação acima, obtém-se a impedância própria. O processo é resumido da seguinte forma [19]:

Aplicando uma corrente sinusoidal de amplitude qualquer em cada condutor, enquanto a corrente aplicada nos outros condutores é nula, as correspondentes quedas de tensão são calculadas para cada condutor.

As impedâncias mútuas e próprias dos condutores podem ser calculadas usando a equação (3-34). Este processo é repetido “n” vezes, até que as impedâncias dos “n” condutores sejam calculadas. Aplicando os cálculos obtidos através do MEF, os valores $\frac{J_{szi}}{\sigma_i}$ em cada condutor “i” de condutividade σ_i são obtidos. Sendo assim, da equação (3-34) tem-se:

$$Z_{ik} = \frac{V_i}{I_k} = \frac{J_{szi}}{I_k} \quad (i, k = 1, 2, 3, \dots, n) \quad [\Omega/m] \quad 3-35$$

Em [10], é proposto o cálculo de J_{szi} através da seguinte relação:

$$J_{szi} = j\omega\sigma_i A_z \quad (i, j = 1, 2, 3, \dots, n) \quad 3-36$$

Onde A_z é o PVM na superfície de cada condutor e a impedância interna do duto, Z_{pi} , é calculada separadamente. Todavia, o PVM não é necessariamente constante ao longo de toda secção transversal do condutor, principalmente no cálculo da impedância própria do duto. Tal aproximação pode acarretar em erros significativos em um cálculo de interferência indutiva entre dutos e linhas de transmissão. Logo, sugere-se em [20], trabalho publicado ao longo desta dissertação, uma integração do PVM ao longo de toda secção transversal do condutor para o cálculo das impedâncias do problema, como indicado nas equações abaixo:

$$Z_{ik} = j\omega \frac{\iint_{S_i} A_{zi} ds_i}{S_i I_k} \quad , \text{ para } i \neq k \quad [\Omega/m] \quad 3-37$$

$$Z_{ik} = \frac{1}{S_i \sigma_i} + j\omega \frac{\iint_{S_i} A_{zi} ds_i}{S_i I_k} \quad , \text{ para } i = k \quad [\Omega/m] \quad 3-38$$

Ao seguir o procedimento citado, que acopla de forma eficaz as variáveis eletromagnéticas obtidas através do MEF à teoria clássica de circuitos elétricos, as impedâncias próprias e mútuas são computadas por unidade de comprimento.

Nas simulações do MEF, será utilizado o freeware FEMM assumindo condições de contorno de Dirichlet com PVM nulo nas linhas que delimitam o domínio de cálculo (um quadrado com 40 km cada lado, ver Figura 31). O domínio de cálculo deve ser grande o suficiente para não influenciar as linhas de campo que interagem entre o duto e o condutor da LT. A malha de todo domínio é feita utilizando o recurso “smart meshing” do FEMM. A Figura 32 mostra um exemplo da malha aplicada com 8364 nós e 16434 elementos. Entretanto, para o cálculo da impedância própria é necessária uma malha mais refinada na parte metálica do duto, pois devido ao extenso domínio de cálculo, o recurso “smart meshing” não malha satisfatoriamente essa região neste caso. No item subsequente, será detalhada esta diferença.

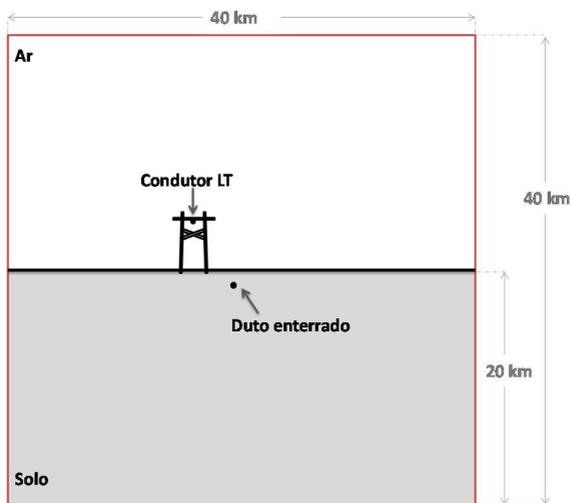


Figura 31 - Domínio de Cálculo com condição de Dirichlet, $A=0$, nas bordas (em vermelho)

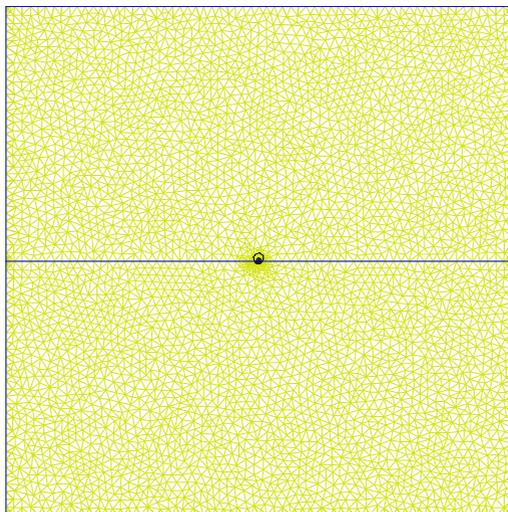


Figura 32 - Malha do domínio de cálculo

3.2.1.3 Comparação entre métodos analíticos e MEF

3.2.1.3.1 Impedância Mútua

Nos itens precedentes, foi estudado o cálculo da indutância mútua através de alguns métodos analíticos, e por último foi abordada a utilização do MEF nesse tipo de cálculo. Das aproximações analíticas, com base nos gráficos expostos, a que se mostrou mais próxima da solução de referência foi a formulação de Lucca, que difere pouco em nível de resultados quando comparada a de Amenati. As figuras 33, 34 e 35 apresentam uma comparação entre os erros das formulações de Lucca e do MEF quando comparadas à solução de referência.

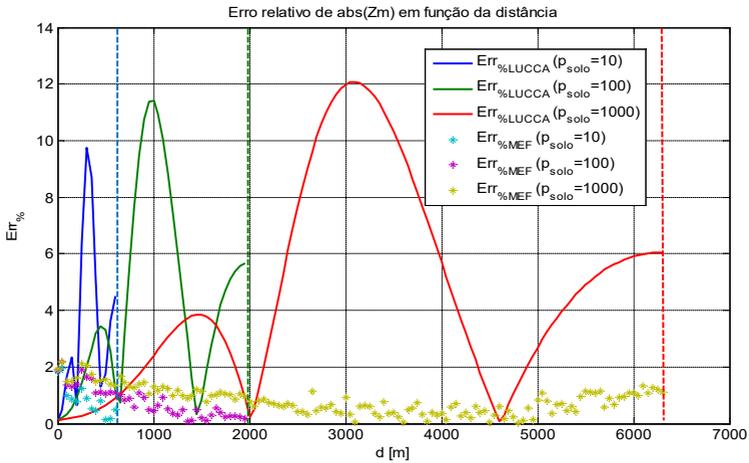


Figura 33 - Erro relativo da fórmula de Lucca e MEF em função da distância para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega \cdot \text{m}$

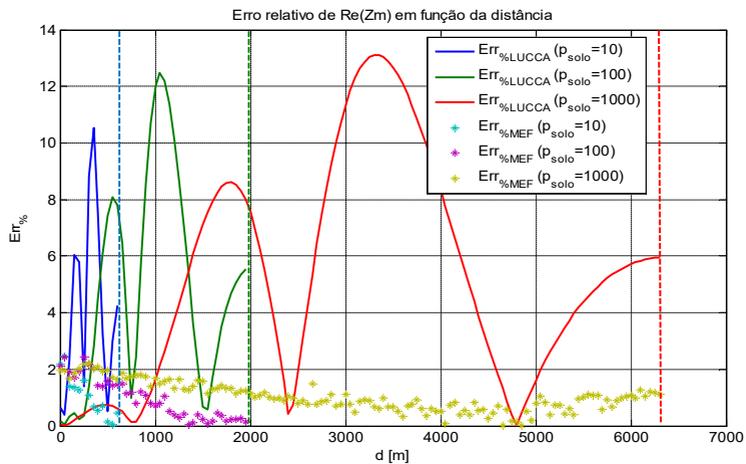


Figura 34 - Erro relativo de $\text{Re}(Z_m)$ em função da distância para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega\cdot\text{m}$

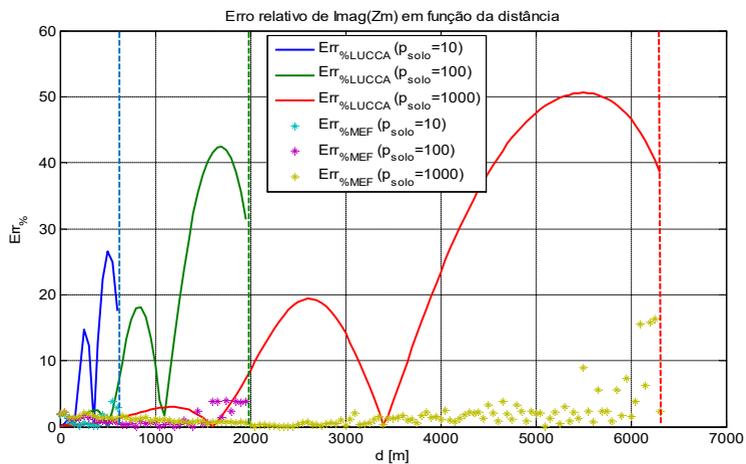


Figura 35 - Erro relativo de $\text{Imag}(Z_m)$ em função da distância para $\rho_{\text{solo}} = 10, 100$ e $1000 \Omega\cdot\text{m}$

Os resultados precedentes mostram que a formulação através de elementos finitos é mais precisa quando comparada à solução de referência. Além disso, o cálculo com MEF tende a ser mais realista, pois possibilita a modelagem de situações mais complexas quando comparado às soluções analíticas.

3.2.1.3.2 Impedância Própria

Além do cálculo das impedâncias mútuas, como apresentado, o MEF também possibilita o cálculo das impedâncias próprias. Entretanto, nesse cálculo, deve-se refinar a malha na parte metálica do duto para aplicação do MEF, visto que a utilização do recurso "smart meshing" do FEMM na parte metálica do duto pode implicar em erros no cálculo da impedância própria. A Figura 36 mostra uma comparação entre o MEF e a solução de referência para o cálculo da impedância citada adotando os dados presentes na Tabela 4 e solo de resistividade 1000 Ωm . A abscissa da curva N_e é a razão entre a espessura metálica do duto e o tamanho do elemento triangular δ_e utilizado na simulação.

$$N_e = \frac{r_e - r_i}{\delta_e} \quad 3-39$$

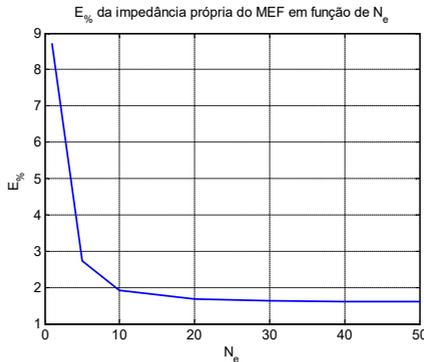


Figura 36 – Erro absoluto do cálculo da impedância própria (MEF e Carson)

Nota-se que, inicialmente, quanto maior o refinamento da malha, menor a diferença entre a aplicação do MEF e a solução de referência

(integral de Carson). Para valores de N_e acima de 10, a diferença entre as duas formulações é menor que 2% e o erro se estabiliza em torno de 1,7% para valores de N_e superiores a 30. As figuras 37 e 38 ilustram a densidade de malha para $N_e=2$ e $N_e=10$, respectivamente.

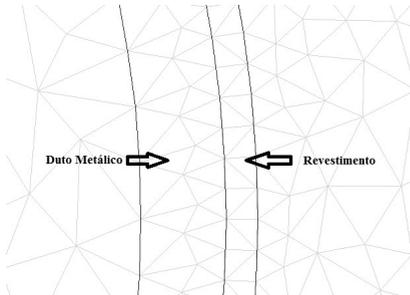


Figura 37 - $N_e = 2$ (MEF)

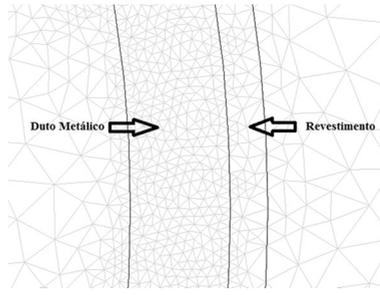


Figura 38 - $N_e = 10$ (MEF)

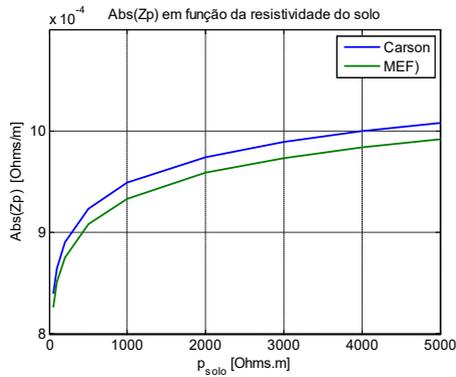


Figura 39 – Módulo da Impedância Própria (MEF e Carson)

A Figura 39 ilustra o módulo das impedâncias próprias para as duas formulações citadas em função da resistividade de solo com $N_e=30$. Conclui-se que ambas formulações são próximas e devido ao maior esforço computacional exigido pelo MEF para topologias mais simples, como solos homogêneos; tanto a solução de referência quanto a expressão analítica do

CIGRE são suficientes para modelagem do problema. Entretanto, para topologias mais complexas como solos de múltiplas camadas, por exemplo, recomenda-se a aplicação do MEF com N_e superior a 10.

3.3 VERIFICAÇÃO DO MÉTODO IMPLEMENTADO PARA ACOPLAMENTO INDUTIVO

Nos itens precedentes deste capítulo, foram avaliadas diferentes formulações para determinação das impedâncias próprias e mútuas do circuito equivalente do duto (ver Figura 9). Como mostrado anteriormente, a utilização do MEF e a solução de referência são as formulações mais precisas para calcular estas impedâncias. Logo, implementou-se as equações de (3-4) a (3-7) para estes dois métodos, possibilitando a determinação da tensão induzida em cada nó do circuito representado na Figura 9.

Para verificação do algoritmo implementado, o problema descrito na Figura 40, secção transversal do problema, e na Figura 41, vista superior do problema, foi simulado e comparado aos resultados obtidos com o software SESTLC, descrito no item subsequente.

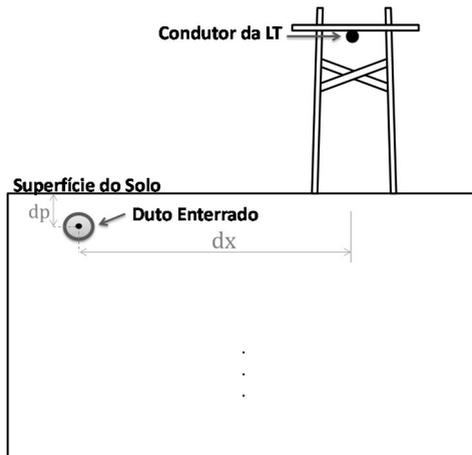


Figura 40 - Secção transversal do problema

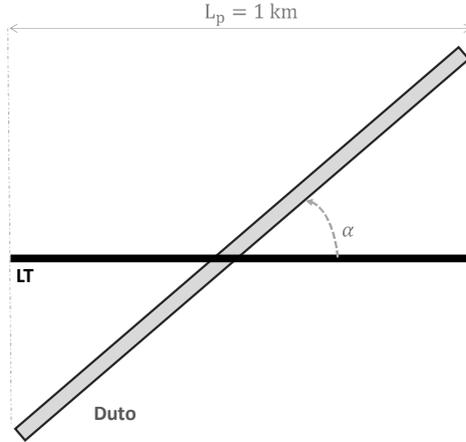


Figura 41 - Cruzamento entre duto e LT com ângulo α (vista superior)

3.3.1 SOFTWARE SESTLC

O SESTLC é um analisador de linhas de transmissão baseado em teoria de circuitos elétricos desenvolvido pela empresa canadense SES [21], utilizado para simulações rápidas de parâmetros de linha, tensões induzidas em regime permanente ou em condição de falta, campos elétricos e magnéticos, associados a configurações arbitrárias de linhas de transmissão e estruturas interferidas, no caso de solo uniforme. Seu algoritmo de cálculo segue três etapas principais:

- i) Os parâmetros de linha de transmissão são calculados com base na aproximação por um plano complexo de retorno para representação de solos de resistividade não nula.
- ii) Ao utilizar teoria de circuitos, são calculadas as correntes de retorno nos cabos guarda ou condutores para-raios, em regime permanente e transitório. Então, com essas correntes definidas, são obtidas as forças eletromotrizes induzidas (FEM).

- iii) A estrutura interferida é subdividida em segmentos (vãos ou seções). A força eletromotriz total calculada na etapa anterior, o potencial no espaço (por acoplamento capacitivo com a linha exposta) e a elevação de potencial no solo causada pelas correntes nas torres são determinadas em cada segmento. Grandezas elétricas em cada segmento, tais como elevação de potencial do solo, correntes longitudinais e correntes de fuga são determinadas por um modelo de circuito π recursivo, considerando as impedâncias em série e as admitâncias shunt de todos os segmentos.

3.3.2 RESULTADOS OBTIDOS

Para validação do algoritmo proposto, com a utilização do MEF e do equacionamento de referência, o problema descrito nas figuras 40 e 41 é analisado com um solo de resistividade $1000 \Omega\text{m}$ e um o duto enterrado a uma profundidade de 1,2 m. Os parâmetros do duto são os mesmos citados na Tabela 4. Para comparar os dois métodos, uma corrente de 1kA foi considerada para o condutor da LT. Para o cálculo das impedâncias, realizado através do MEF, foi utilizado o recurso "smart meshing" do FEMM no cálculo impedâncias mútuas e $N_e = 30$ para o cálculo das impedâncias próprias. O domínio de cálculo utilizado no problema descrito na Figura 40 é o mesmo da Figura 31.

As figuras 43, 44, 45, 46 e 47 ilustram comparações entre que o software comercial utilizado e o método proposto para $\alpha = 0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ e 75° , respectivamente. As curvas ilustram o módulo da tensão induzida ao longo do duto.

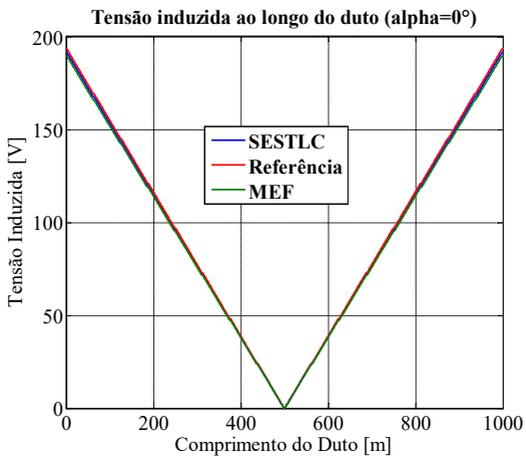


Figura 42 - Validação para $\alpha = 0^\circ$

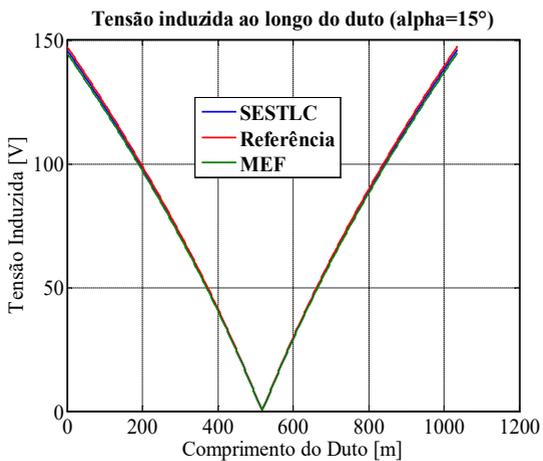


Figura 43 - Validação para $\alpha = 15^\circ$

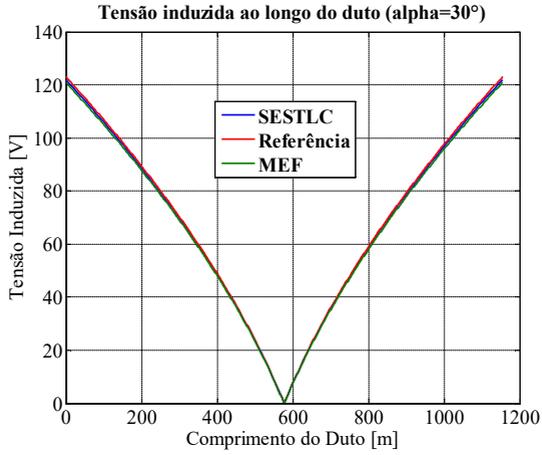


Figura 44 - Validação para $\alpha = 30^\circ$

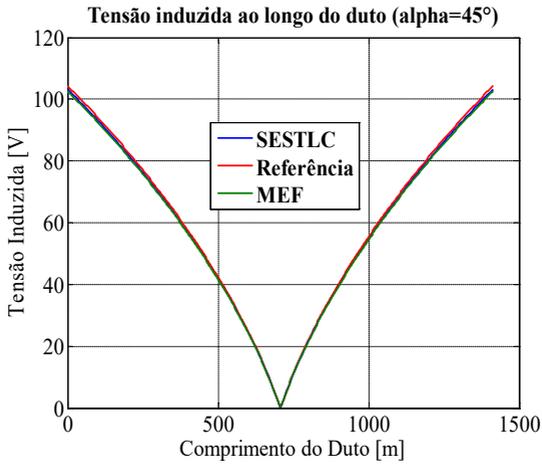


Figura 45 - Validação para $\alpha = 45^\circ$

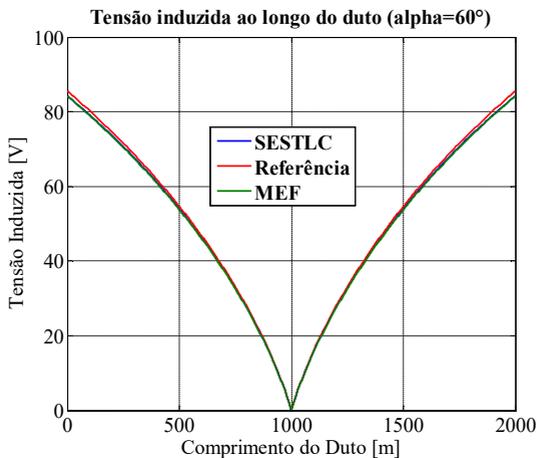


Figura 46 - Validação para $\alpha = 60^\circ$

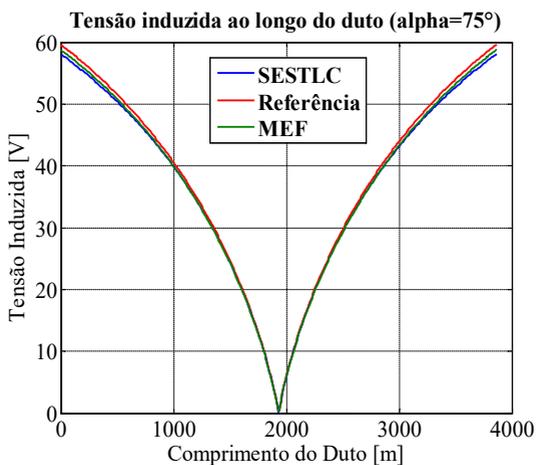


Figura 47 - Validação para $\alpha = 75^\circ$

As curvas obtidas em forma de V para o módulo da tensão induzida são típicas do problema estudado e mostram que as diferenças entre algoritmo proposto e o software SESTLC são insignificantes tanto para o cálculo de impedâncias através do MEF quanto na solução de referência da integral de Carson. Também é possível observar que quanto maior o ângulo

entre o duto e a LT menor é a tensão induzida no duto, quando esse ângulo atinge seu valor máximo, $\alpha = 90^\circ$, o acoplamento indutivo é nulo.

O mesmo problema foi analisado para diferentes resistividades de solo, obtendo-se resultados análogos. Um estudo mais detalhado é realizado no item subsequente, por meio desse nota-se que o acoplamento indutivo depende diretamente da estrutura do solo.

3.4 INFLUÊNCIA DO SOLO NO ACOPLAMENTO INDUTIVO

Os resultados dos estudos de interferência entre LTs e dutos enterrados são fortemente dependentes da precisão do modelo de solo utilizado. Nas medições em campo, o método mais utilizado é o método de Wenner. Os erros nas medições utilizando este método geralmente estão associados ao número de medições, interferência externa, estruturas metálicas enterradas desconhecidas, erro do instrumento e precisão dos mapas utilizados [22].

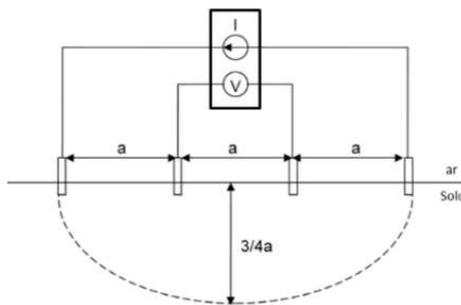


Figura 48 - Método de Wenner [22]

O método de Wenner utiliza quatro eletrodos nas medições. Os dois mais externos são utilizados para injetar corrente no solo enquanto os eletrodos centrais são encarregados da medição do potencial elétrico do solo. Todos os quatro eletrodos são colocados em linha reta. A resistividade aparente é diretamente informada pelo instrumento através da relação de Ohm.

3.4.1 Solos com múltiplas camadas

Após as medições, o solo pode ser estratificado de forma homogênea ou em múltiplas camadas como ilustra a Figura 49. A esterificação do solo para resistividade elétrica homogênea, utilizada pelos métodos clássicos de cálculo de impedâncias, baseados nas equações de Carson, pode aumentar o grau de imprecisão do estudo efetuado, pois o solo é, geralmente, composto de múltiplas camadas com diferentes resistividades.

Para estratificação do solo em múltiplas camadas, após as medições efetuadas com o método de Wenner, pode-se aplicar outros métodos, tal como o Método de Pirson e o Método Gráfico apresentados em [23]. Com o MEF é possível modelar múltiplas camadas horizontais e verticais. A Tabela 5 apresenta um mesmo solo modelado em duas camadas horizontais e homogêneo, o problema é análogo ao da Figura 49.

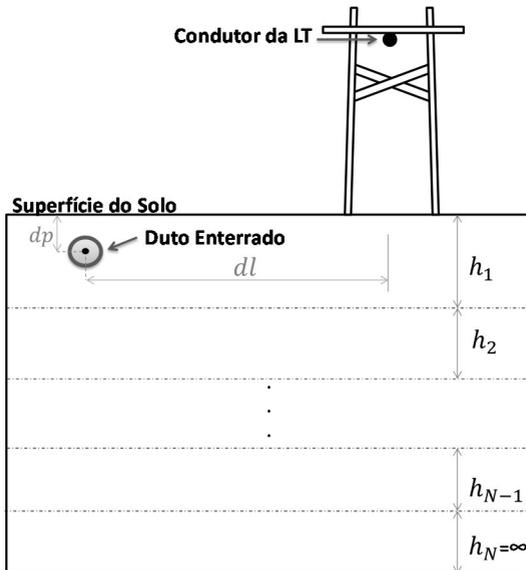


Figura 49 - Solo com múltiplas camadas horizontais

Tabela 5 - Solo Equivalente

| Modelo | Camadas | Resistividade [Ωm] |
|-----------------------------------|---------|---------------------------------------|
| Duas Camadas $h=2,65\text{ m}$ | 1 | 179,56 |
| | 2 | 22065,79 |
| Homogêneo $h=\infty$ | 1 | 2521,16 |

A Figura 50 mostra o resultado de uma simulação efetuada com os dados da Tabela 5 para $\alpha = 0^\circ$, ângulo entre o duto e a LT (ver Figura 41). A tensão induzida na extremidade do duto é aproximadamente 18% menor no caso do modelo homogêneo, em que as impedâncias são calculadas através da solução de referência, quando comparado ao solo de duas camadas, em que se utiliza MEF para determinação das impedâncias do circuito equivalente do acoplamento indutivo.

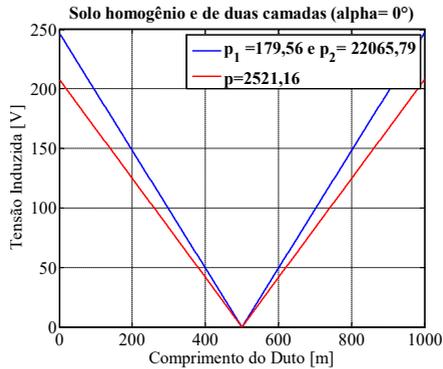


Figura 50 - Comparação entre solo homogêneo ($\rho = 2521,16\ \Omega\cdot\text{m}$) e de duas camadas para ($\rho_1 = 179,56\ \Omega\cdot\text{m}$ e $\rho_2 = 22065,79\ \Omega\cdot\text{m}$)

Em modelos de solo de duas camadas, quando a primeira camada é espessa o bastante, a interferência indutiva é determinada por essa camada. Porém, caso exista uma diferença significativa entre as resistividades e a primeira camada que tenha espessura pequena, erros consideráveis poderão surgir [24], assim como no caso analisado acima.

Para utilização de métodos clássicos em solos de múltiplas camadas, uma aproximação deve ser feita considerando uma resistividade equivalente, como indicado em [20], trabalho publicado ao longo desta dissertação, em que, para o caso de duas camadas, a seguinte formulação foi proposta para resistividade equivalente [25]:

$$\rho_{eq} = \rho_1 \left[\frac{\left(\frac{1}{\sqrt{\rho_1}} + \frac{1}{\sqrt{\rho_2}} \right) + \left(\frac{1}{\sqrt{\rho_1}} - \frac{1}{\sqrt{\rho_2}} \right) e^{-2h\sqrt{\frac{\pi f \mu_1}{\rho_1}}}}{\left(\frac{1}{\sqrt{\rho_1}} + \frac{1}{\sqrt{\rho_2}} \right) - \left(\frac{1}{\sqrt{\rho_1}} - \frac{1}{\sqrt{\rho_2}} \right) e^{-2h\sqrt{\frac{\pi f \mu_1}{\rho_1}}}} \right]^2 \quad [\Omega \text{ m}] \quad 3-40$$

Onde ρ_1 , μ_1 e h são a resistividade da primeira camada, permeabilidade magnética e espessura; ρ_2 é a resistividade da segunda camada e f a frequência da rede. Com os dados da Tabela 4, ao aplicar a fórmula precedente, tem-se $\rho_{eq} = 20610 \Omega \text{ m}$. Com esse resultado é possível simular a estrutura com duas camadas utilizando métodos clássicos análogos aos que são utilizados pelo SESTLC. A Figura 51 mostra o resultado desta comparação.

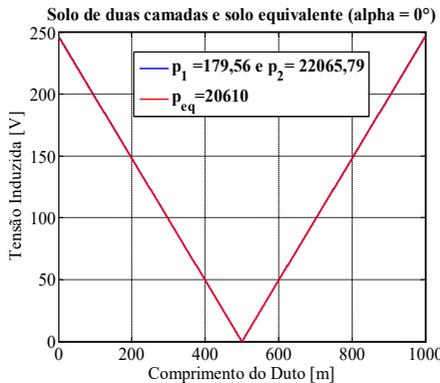


Figura 51 - Solo com duas camadas ($\rho_1 = 179,56 \Omega \cdot \text{m}$ e $\rho_2 = 22065,79 \Omega \cdot \text{m}$) x solo com camada equivalente ($\rho_{eq} = 20610 \Omega \cdot \text{m}$)

Com esta última metodologia, as curvas são, praticamente, sobrepostas, o que valida a utilização desta aproximação em softwares comerciais que não utilizam múltiplas camadas em sua formulação.

Entretanto, tal aproximação é mais precisa quando a espessura da primeira camada é pequena, menor que 50 metros, ou quando é relativamente grande, acima de 2000 metros. A Figura 52 ilustra esse fato.

Tensão induzida na extremidade do duto em função da espessura da primeira camada do solo

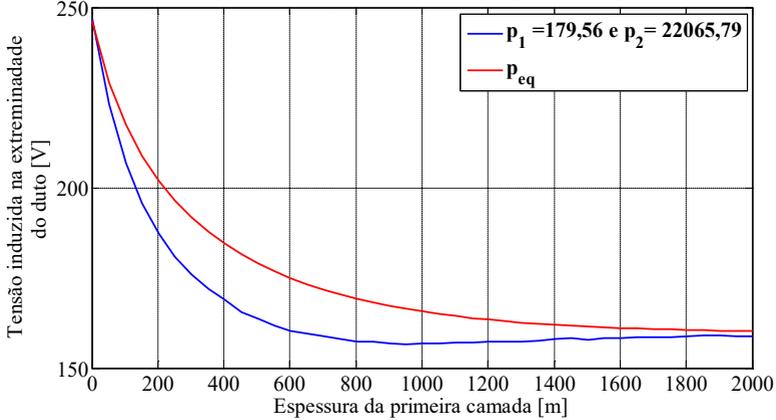


Figura 52 - Tensão induzida na extremidade do duto em função da espessura da primeira camada ($\rho_1 = 179,56 \Omega.m$ e $\rho_2 = 22065,79 \Omega.m$)

A Figura 52 mostra o valor da tensão induzida numa das extremidades do duto estudado em função da espessura da primeira camada de um solo modelado em duas camadas. Nesse caso, a maior diferença encontrada gira em torno de 10% quando $h = 500$ m. Embora haja uma menor precisão para espessuras de solo intermediárias, esta aproximação ainda é mais precisa que um modelo de solo homogêneo. Além disso, a tensão induzida é sempre maior ou igual no modelo equivalente. Logo, essa é uma aproximação conservativa que apresenta boa precisão e pode ser aplicada em várias situações.

O mesmo pensamento utilizado precedentemente pode ser estendido para múltiplas camadas, calculando-se o solo equivalente através da redução de camadas proposta por Hummel e descrita em [23]. Esta formulação transforma o solo em duas camadas equivalentes, como ilustra a Figura 53.

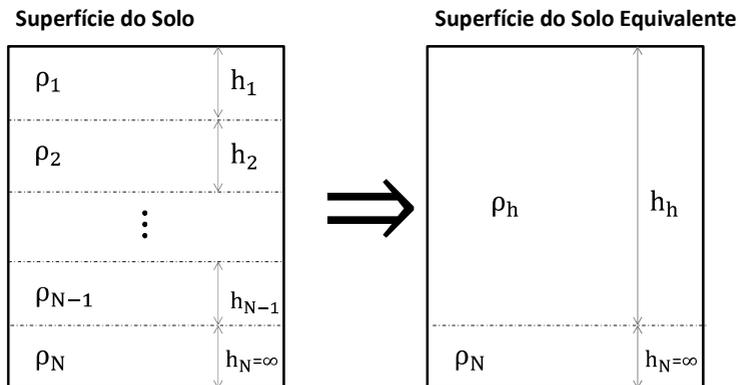


Figura 53 - Redução de camadas do solo

A resistividade da camada reduzida, assim como sua respectiva espessura, é descrita nas relações (3-41) e (3-42).

$$\rho_h = \frac{h_h}{\sum_{i=1}^{n-1} \frac{h_i}{\rho_i}} \quad 3-41$$

$$h_h = \sum_{i=1}^{n-1} h_i \quad 3-42$$

Logo, para um solo de múltiplas camadas, primeiramente, se aplicam as equações (3-41) e (3-42) resultando em um solo de duas camadas. Então, através da equação (3-40), obtém-se um solo homogêneo equivalente. A Figura 54 mostra a aplicação da redução proposta para um solo de quatro camadas.

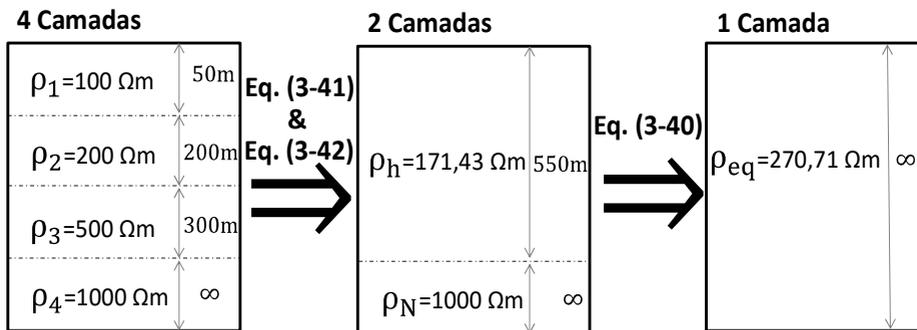


Figura 54 - Redução de solo de 4 camadas

Ao considerar $\alpha = 0^\circ$, ângulo entre o duto e a LT (ver Figura 41), o solo ilustrado na Figura 54 e os dados presentes na Tabela 6, a Figura 55 apresenta uma comparação entre uma simulação com um solo de 4 camadas, utilizando MEF para o cálculo das impedâncias, e um solo homogêneo equivalente, em que as impedâncias do circuito equivalente do acoplamento condutivo são calculadas através da solução de referência.

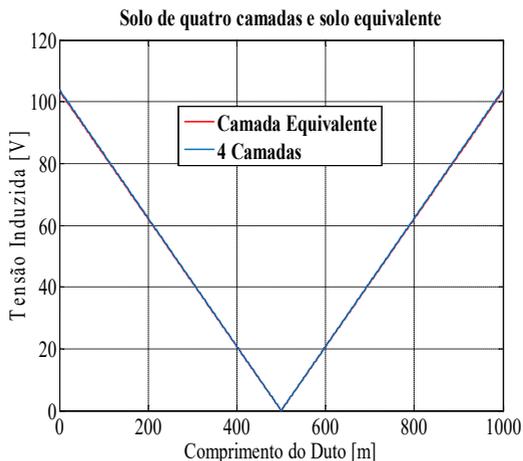


Figura 55 - Solo com quatro camadas x solo com camada equivalente

Tabela 6 - Dados do problema em múltiplas camadas

| LT | | |
|---|------------|-----------------------------|
| Corrente | | 1 kA |
| Distâncias | | |
| dp= 1,2 m | dlp= 100 m | hlp= 17,2 m |
| Duto | | |
| Raio Interno (m) | | 0,1014 |
| Raio Externo (m) | | 0,1095 |
| Condutividade (MS/m) | | 5,8 |
| Permeabilidade Relativa | | 300 |
| Resistência de Aterramento (Ω) | | 10 ⁸ |
| Seccionamento do duto | | N=500 |
| Revestimento | | |
| Permeabilidade Relativa | | 1 |
| Resistividade (Ω m) | | 1 x 10 ⁸ |
| Espessura(m) | | 0.003 |
| Solo | | |
| Espessura da Camada (m) | | Resistividade (Ω m) |
| h1= 50 | | 100 |
| h2= 200 | | 200 |
| h3= 300 | | 500 |
| h4= ∞ | | 1000 |

Os resultados ilustrados nas figuras 51 e 55 mostram que é possível simular um solo de múltiplas camadas horizontais utilizando equacionamentos clássicos que consideram apenas o solo homogêneo. Mas, para topologias de solo mais complexas, outra alternativa proposta em [26], durante a realização deste trabalho, pelo próprio autor, é a utilização do MEF, juntamente com as equações analíticas para estimar uma resistividade equivalente. A metodologia apresentada consiste em minimizar a função erro definida em (3-43), em que, Z_{mpMEF} é a impedância mútua obtida através do MEF em uma simulação de múltiplas camadas e $Z_{mpAN}(\rho_{eq})$ é a formulação analítica da impedância mútua dependente da resistividade equivalente.

$$F(\rho_{eq}) = Z_{mpMEF} - Z_{mpAN}(\rho_{eq}) \quad 3-43$$

A impedância analítica, presente na relação (3-43), pode ser obtida através das formulações de Ametani (3-19), de Lucca (3-18), do CIGRE (3-14) e do CCITT (3-17), estas duas últimas devem ter seu limite de validade respeitado.

Para minimização da função erro e determinação da resistividade equivalente, pode-se aplicar métodos de otimização, como, por exemplo, o método de mínimos quadrados na seguinte relação:

$$\min \| F(\rho_{eq}) \|^2 = \min \| Z_{mpMEF} - Z_{mpAN}(\rho_{eq}) \|^2 \quad 3-44$$

Os cálculos analíticos geralmente são mais rápidos do que as simulações com MEF. Sendo assim, ao acoplar os dois métodos, recalculando a resistividade equivalente do solo apenas quando há mudança na topologia do mesmo, tem-se um ganho computacional significativo. Ao mesmo tempo, como no caso anterior, essa abordagem permite simular múltiplas camadas horizontais em pacotes de softwares mais simples e mais baratos. Porém, nesse último caso, além de simular múltiplas camadas horizontais, é possível simular qualquer topologia do solo: múltiplas camadas verticais, esféricas e defeitos no solo.

Dada a importância da modelagem do solo no acoplamento indutivo, uma estratificação precisa deve ser feita ao longo do domínio de estudo. Este domínio é definido pela zona de interferência detalhada no item a seguir.

3.5 ZONA DE INTERFERÊNCIA PARA ACOPLAMENTO INDUTIVO

A região de interferência apresentada pelo CIGRE em [1], descrita na equação (3-1), geralmente é conservadora, implicando em um levantamento de campo oneroso. Por outro lado, a norma EN 50443 [27] apresenta regiões de interferência mais realistas conforme apresentado na Tabela 7. Porém, ambas referências não apresentam um cálculo explícito para definir a zona de interferência do acoplamento indutivo, tanto em regime permanente quando em situações de falha do sistema elétrico.

Tabela 7 – Zona de Interferência para Acoplamento Indutivo (EN 50443)

| Área | ρ_{solo} [Ωm] | Distância de Interferência [m] | |
|--------|--|--------------------------------|-------------------------|
| | | Operação Normal | Curto Circuito |
| Rural | >3000 | $\rho_{\text{solo}}/3$ | ρ_{solo} |
| | ≤ 3000 | 1000 | 3000 |
| Urbana | >3000 | ≥ 300 | $\rho_{\text{solo}}/10$ |
| | ≤ 3000 | | ≥ 300 |

Para uma resistividade equivalente do solo valendo 3000 Ωm , por exemplo, a Tabela 8 mostra uma comparação entre as distâncias obtidas utilizando como referência a EN 50443 e o CIGRE [1]. Como citado anteriormente, tem-se um valor menos conservador considerando a norma EN 50443.

Tabela 8 – Comparação entre CIGRE e EN 50443 para $\rho_{\text{solo}} = 5000 \Omega\text{m}$

| Área | Distância de Interferência [m] | | |
|--------|--------------------------------|----------------------------|-------|
| | EN 50443 Operação Normal | EN 50443 Curto Circuito | CIGRE |
| Rural | 1667 | 5000 | 10954 |
| Urbana | ≥ 300 | 500 | |

Para uma avaliação mais criteriosa das distâncias citadas acima, o presente trabalho propõe a utilização das formulações apresentadas neste capítulo para determinação da zona de interferência. A equação (3-7) pode ser escrita da seguinte forma:

$$E_m = \sum_{k=1}^M I_k L_k F(\omega, d, \rho_{\text{solo}}) \quad [\text{V}] \quad 3-45$$

Através da relação precedente, tendo conhecimento dos limites máximos admitidos para tensões induzidas no duto, tanto em condições normais de operação quanto de curto circuito, gráficos podem ser plotados correlacionando a tensão induzida (E_m) para diferentes distâncias (d) e resistividades do solo, em que a frequência é fixada no valor nominal da

LT, as correntes I_k são conhecidas, assim como o comprimento do paralelo equivalente de cada secção “k” do duto (L_k). Comprimento, esse que apesar de ser de extrema importância na determinação da zona de interferência, não é explícito nas normas citadas. Os subitens a seguir descrevem alguns casos particulares.

3.5.1 Curto-Circuito Monofásico

Para estimar a zona de inferência em condição de falta monofásica, pode-se tomar como referência a maior corrente de falta que circula próximo ao duto, desconsiderando o efeito dos cabos guarda e de outras estruturas metálicas próximas. Ao considerar o duto como um traçado único equivalente, paralelo à LT e com a frequência nominal da rede fixada em 60 Hz, através da equação (3-45), chega-se na seguinte relação:

$$k_{zi_{1\phi}} = \frac{E_{\max}}{L_p I_F} = F(d, \rho_{\text{solo}}) \quad [V/(km \text{ kA})] \quad 3-46$$

Onde

$k_{zi_{1\phi}}$ é a tensão induzida monofásica no duto normalizada, expressa em [V/km/kA];

E_{\max} é a tensão induzida máxima permitida [V];

L_p é o comprimento paralelo equivalente do duto [km];

I_F é a corrente de falta monofásica na linha [A];

d é a distância entre o duto e a fase onde circula I_F [m].

A função descrita na equação (3-46) é a impedância mútua entre a fase faltante e o trecho do duto, onde é induzida a tensão E_m , expressa em [Ω /km]. Logo, para as curvas subsequentes, com base nas equações (3-7), (3-9), (3-45) e (3-46) será adotada a fórmula descrita abaixo:

$$k_{zi_{1\phi}} = |Z_{pm\text{Carson}} 10^6| \quad [V/(km \text{ kA})] \quad 3-47$$

As figuras 56 e 57 mostram a distância entre o duto e a fase com falta em função da tensão induzida. A primeira se refere à distâncias de até 300 metros, enquanto a segunda ilustra distâncias superiores. Com a metodologia proposta neste trabalho, para determinação da zona de

interferência, basta dividir a tensão máxima expressa em [V] pela corrente de curto circuito [kA] e pelo comprimento paralelo equivalente do duto em [km], obtendo-se, assim, o valor de k_{zi} . A distância mínima a ser considerada será aquela correspondente ao valor de k_{zi} encontrado e a resistividade equivalente do solo em questão.

Apesar da modelagem com elementos finitos ser geralmente mais precisa, nas curvas levantadas foi utilizada a formulação de referência (3-11), já que, por se tratar de simulações com solo homogêneo, as formulações citadas são equivalentes como mostrado ao longo deste capítulo. Logo, nesse caso, os resultados seriam similares na hipótese que fosse aplicado o MEF.

Para exemplificar o que foi ilustrado na Figura 56 e na Figura 57, considera-se uma corrente de curto 1kA com tempo de duração de 0,5 segundos e um solo homogêneo de resistividade 500 Ωm , através da equação (2-1) a tensão máxima de toque admitida é de 287 V. Para um paralelismo equivalente de 5, tem-se $k_{zi} = 57,4$ [V/km/kA]. A Tabela 9 mostra a zona de interferência aplicando a metodologia proposta, o CIGRE e a EN 50443.

Tabela 9 – Comparação entre zonas de interferência para curto circuito

| $\rho_{\text{solo}} [\Omega\text{m}]$ | Zona de Interferência [m] | | | CIGRE |
|---------------------------------------|---------------------------|----------|------------|-------|
| | Metodologia Proposta | EN 50443 | | |
| | | Rural | Urbano | |
| 500 | 1288 | 3000 | ≥ 300 | 4472 |

A metodologia proposta é geralmente menos conservadora que as normas citadas, com exceção à zona de interferência definida na EN 50443 para áreas urbanas. Nessas áreas, devido à presença de várias estruturas metálicas, o acoplamento indutivo é reduzido. Entretanto, esse fato é abordado de forma subjetiva na EN 50443. Sendo assim, em áreas urbanas, recomenda-se uma análise mais precisa das outras estruturas interferidas, como, por exemplo, uma simulação através do MEF que modele estas outras estruturas. Caso esta análise não seja possível, os fatores de redução de acoplamento (k_{i1}), propostos em [28] para áreas urbanas, podem ser aplicados. Outro fator de redução de acoplamento k_t , que será definido a seguir, deve ser inserido na presença de cabos guarda.

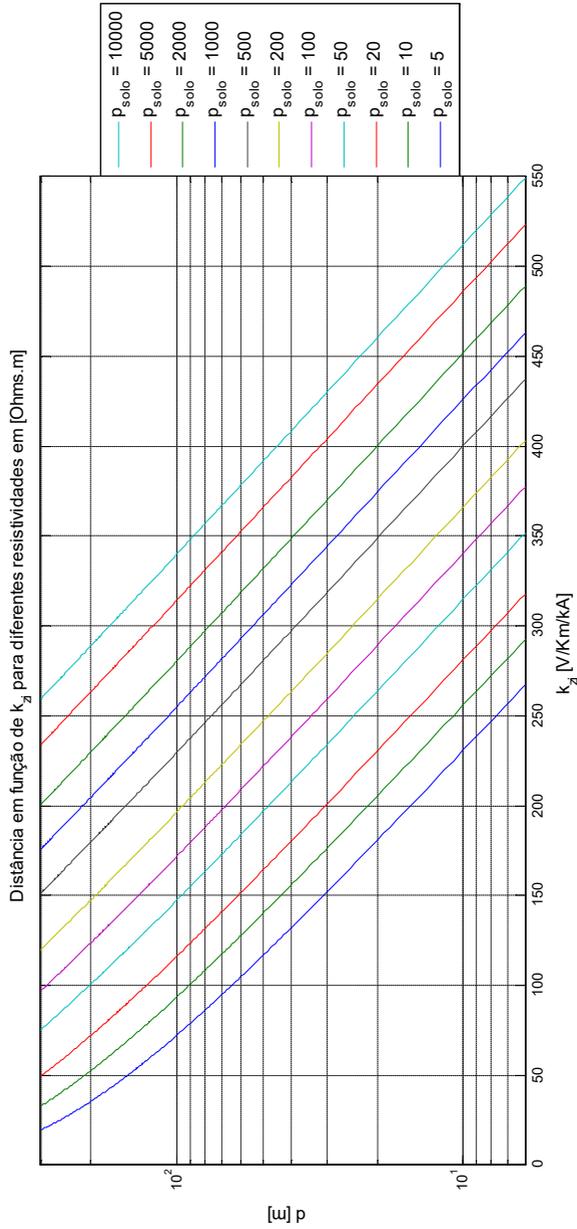


Figura 56 - Distância de interferência ($d \leq 300$) (Falta Monofásica)

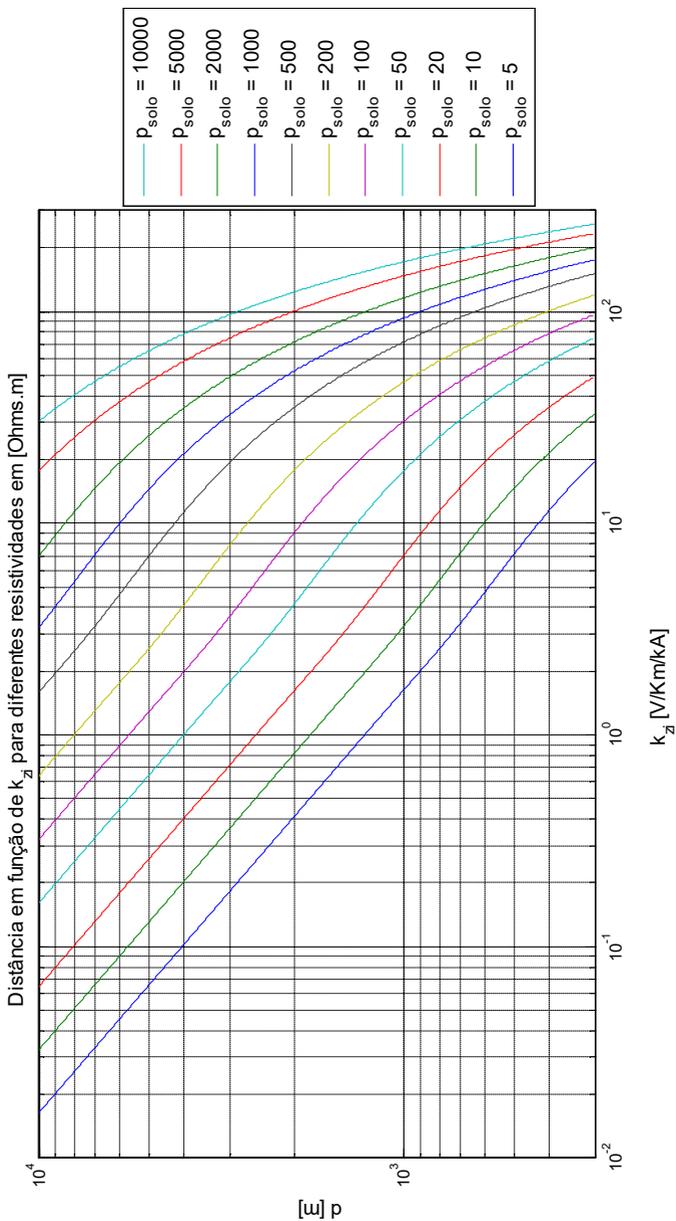


Figura 57 – Distância de interferência ($d > 300$) (Falta Monofásica)

3.5.1.1 Fatores de redução

Com a aplicação dos fatores de redução a serem considerados em área urbanas e na presença de cabos guarda, a equação (3-47) toma a seguinte forma:

$$k'_{zi_{10}} = |Z_{pm_{Carson}} 10^{-6}| / (k_t k_u) \quad [V/(km \text{ kA})] \quad 3-48$$

- **Fator de redução urbano (k_u)**

A Tabela 10 mostra os fatores de redução definidos em [28] para aplicação em áreas urbanas.

Tabela 10 – Fatores de redução em áreas urbana adotado por ITU [28]

| $\rho_{solo} [\Omega m]$ | k_u [28] |
|--------------------------|------------|
| 50 | 0,45 |
| 500 | 0,35 |
| 5000 | 0,25 |

A Tabela 11 mostra uma aplicação dos fatores de redução de acoplamento no caso anterior. Também são apresentados valores corrigidos da zona de interferência para a metodologia proposta, em áreas urbanas sem a presença de cabos guarda ($k_t=1$). Nota-se, como esperado, que o valor da zona de interferência corrigido é menor que aquele que não teve aplicação do fator urbano.

Tabela 11 – Zona de Interferência corrigida pelos fatores de CCITT

| $\rho_{solo} [\Omega m]$ | k_u [28] | k'_{zi} | Zona de Interferência não Corrigida[m] | Zona de Interferência Urbana Corrigida [m] |
|--------------------------|------------|-----------|--|--|
| 500 | 0,35 | 164 | 1288 | 250 |

- **Fator de redução cabos guarda (k_t)**

Em LTs que possuem cabos guarda, uma parcela da corrente de falta monofásica circula por esses cabos que também acabam reduzindo o acoplamento indutivo entre o sistema e um duto próximo enterrado. A

Figura 58 ilustra um circuito equivalente simplificado na presença de um cabo guarda.

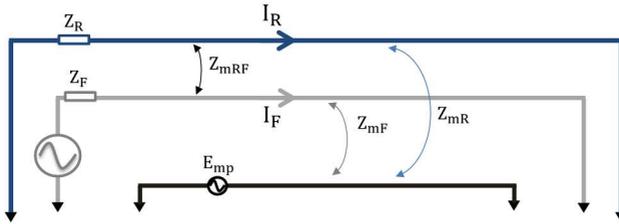


Figura 58 – LT com 1 cabo guarda (circuito monofásico equivalente)

As seguintes variáveis são ilustradas na Figura 58:

- Z_R – impedância própria do cabo guarda;
- Z_F – impedância própria da fase;
- Z_{mRF} – impedância mútua entre a fase e o cabo guarda;
- Z_{mF} – impedância mútua entre a fase e o duto;
- Z_{mR} – impedância mútua entre o cabo guarda e o duto;
- E_{mp} – tensão induzida no duto;
- I_F – corrente que circula na fase;
- I_R – corrente que circula no cabo guarda.

A impedâncias próprias do cabo guarda e da fase são representados por Z_R e Z_F , respectivamente. A impedâncias mútuas entre a fase o cabo guarda, entre o cabo guarda e o duto

O fator de redução k_t é dado pela solução do seguinte sistema de equações:

$$\begin{aligned} Z_R I_R + Z_{mRF} I_F &= 0 \\ Z_{mR} I_R + Z_{mF} I_F &= E_m \end{aligned} \quad 3-49$$

Então:

$$E_m = Z_{mF} I_R \left(1 - \frac{Z_{RF} Z_{mR}}{Z_R Z_{mF}} \right) \quad 3-50$$

Essa expressão é válida assumindo que as correntes que circulam no cabo guarda (I_R) e a corrente de falta (I_F) não são afetadas pela corrente induzida no duto. Por simplificação, a impedância própria do duto também é desconsiderada.

O fator de redução k_t é então dado pela seguinte expressão:

$$k_t = 1 - \frac{Z_{RF} Z_{mR}}{Z_R Z_{mF}} \quad 3-51$$

Ao considerar $Z_{mR} \approx Z_{mF}$ tem-se:

$$k_t = 1 - \frac{Z_{RF}}{Z_R} \quad 3-52$$

A Figura 59 ilustra o caso onde há dois cabos guarda.

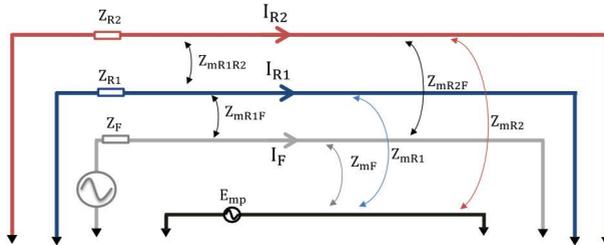


Figura 59 - LT com 2 cabos guarda (circuito monofásico equivalente)

Para obtenção do fator k_t , deve-se resolver o seguinte sistema de equações:

$$\begin{aligned} Z_{R1} I_{R1} + Z_{mR1R2} I_{R2} + Z_{mR1F} I_F &= 0 \\ Z_{mR1R2} I_{R1} + Z_{R2} I_{R2} + Z_{mR2F} I_F &= 0 \\ Z_{mR1} I_{R1} + Z_{mR2} I_{R2} + Z_{mF} I_F &= E_m \end{aligned} \quad 3-53$$

Ao resolver o sistema de equações acima, tem-se a seguinte relação:

$$E_m = Z_{mF} I_F \left[1 - \frac{Z_{mR1} Z_{R2} Z_{mR1F} - Z_{mR1R2} Z_{mR2F}}{Z_{mF} Z_{R1} Z_{R2} - Z_{mR1R2}^2} - \frac{Z_{mR2} Z_{R1} Z_{mR2F} - Z_{mR1R2} Z_{mR2F}}{Z_{mF} Z_{R1} Z_{R2} - Z_{mR1R2}^2} \right] \quad 3-54$$

Logo, a expressão do fator de redução k_t , considerando dois cabos guarda, é dada seguinte relação:

$$k_t = 1 - \frac{Z_{mR1} Z_{R2} Z_{mR1F} - Z_{mR1R2} Z_{mR2F}}{Z_{mF} Z_{R1} Z_{R2} - Z_{mR1R2}^2} - \frac{Z_{mR2} Z_{R1} Z_{mR2F} - Z_{mR1R2} Z_{mR2F}}{Z_{mF} Z_{R1} Z_{R2} - Z_{mR1R2}^2} \quad 3-55$$

Ao considerar $Z_{mR1} \approx Z_{mR1} \approx Z_{mF}$, chega-se na seguinte expressão:

$$k_t = 1 - \frac{Z_{R2} Z_{mR1F} - Z_{mR1R2} Z_{mR2F}}{Z_{R1} Z_{R2} - Z_{mR1R2}^2} - \frac{Z_{R1} Z_{mR2F} - Z_{mR1R2} Z_{mR2F}}{Z_{R1} Z_{R2} - Z_{mR1R2}^2} \quad 3-56$$

Para aplicação dos fatores e redução apresentados, devido aos cabos guarda, é necessário um conhecimento prévio das impedâncias próprias e mútuas presentes nas equações (3-52) e (3-56).

3.5.2 Condições Normais de Operação

Embora a zona de interferência para o acoplamento indutivo seja definida pelo curto-circuito monofásico, caso haja interesse, em condições normais de operação, a mesma metodologia citada pode ser aplicada.

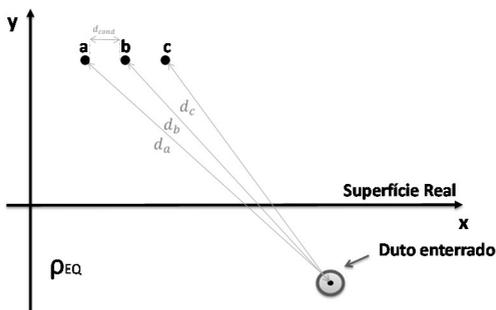


Figura 60 – Interferência devido a uma linha de transmissão com condutores dispostos horizontalmente

A Figura 60 mostra uma linha de transmissão com condutores dispostos horizontalmente. Considerando que as correntes que circulam nas fases são defasadas de 120° em seqüência positiva. Ao aplicar a equação (3-45), têm-se a seguinte relação:

$$k_{zi_3\phi} = \frac{E_m}{L_p I_L} = F(da, \rho_{solo}) + 1^{<-120^\circ} F(db, \rho_{solo}) + 1^{<120^\circ} F(dc, \rho_{solo}) \quad [V/(km \text{ kA})] \quad 3-57$$

Em que $k_{zi_3\phi}$ é a tensão induzida trifásica no duto normalizada, expressa em $[V/km/kA]$, e I_L é o módulo da corrente nas fases em $[kA]$.

Logo, através das equações (3-46) e (3-57), chega-se na seguinte relação:

$$k_{zi_3\phi} = k_{zi_fa} + 1^{<-120^\circ} k_{zi_fb} + 1^{<120^\circ} k_{zi_fc} \quad [V/(km \text{ kA})] \quad 3-58$$

Em que k_{zi_fa} , k_{zi_fb} e k_{zi_fc} são as tensões induzidas monofásicas normalizadas para cada fase expressas em $[V/km/kA]$.

Ou seja, para calcular a zona de interferência em situações normais de operação, basta inserir os valores obtidos para cada fase na equação (3-58) para construção de gráficos análogos aos da Figura 56 e da Figura 57. Logo após, sabendo a tensão máxima permitida, aplica-se a metodologia citada anteriormente. O mesmo método pode ser aplicado para topologias com mais condutores. No caso de linhas não transpostas, onde há a presença de cabos guarda, a equação (3-45) deve ser aplicada considerando a corrente induzida nesses cabos.

4 ACOPLAMENTO CONDUTIVO

No presente capítulo, será analisada a elevação do potencial do solo tangente ao duto na ocorrência de faltas monofásicas em LTs. Para determinação deste potencial elétrico, descrito inicialmente no item 4.2, deve-se calcular, previamente, a distribuição das correntes drenadas pelo solo ao longo da LT. O cálculo destas correntes é feito através de um circuito equivalente de falta, proposto no item 4.1. Após a validação do equacionamento proposto, a transferência de potencial elétrico para o duto é estudada, assim como a influência do solo no acoplamento condutivo e a zona de interferência do respectivo acoplamento.

Correntes que circulam no solo devido a um curto circuito em subestações e LTs aumentam o potencial do solo com relação ao terra remoto na região que ocorreu a falha. Se um duto metálico enterrado se encontra na região de interferência, estando o duto em paralelo ou não com a LT, o revestimento será exposto a uma diferença de potencial. Essa diferença de potencial, chamada de tensão de estresse do duto, é dada pela seguinte relação:

$$V_{str} = V_{ps} - V_{duto} \quad 4-1$$

Na equação (4-1) a tensão do duto na parte metálica, V_{duto} , deve-se ao acoplamento indutivo, estudado no capítulo precedente, e/ou possíveis tensões transferidas ao duto por acoplamento condutivo. O potencial elétrico V_{ps} representa o potencial no solo em um ponto adjacente ao duto.

Se a diferença de potencial for maior que a tensão máxima que o material pode suportar sem romper a rigidez dielétrica do revestimento, esse pode ser danificado, assim como o sistema de proteção catódica e o próprio metal, devido às correntes de fuga.

Essa interferência é ainda mais significativa quando os dutos passam próximos aos eletrodos de subestações ou aterramento de torres de LTs. Caso o duto esteja aterrado e conectado aos eletrodos de uma subestação ou de uma torre, o aumento do potencial será transferido diretamente ao duto metálico, pondo em risco a segurança das pessoas que têm acesso ao duto. O potencial da torre é dado pela equação (4-2) [18], em que Z_{TF}

representa a impedância equivalente de aterramento da torre e I_{TF} a parcela da corrente de falta que circula pela torre.

$$V_{TF} = I_{TF} Z_{TF} \quad 4-2$$

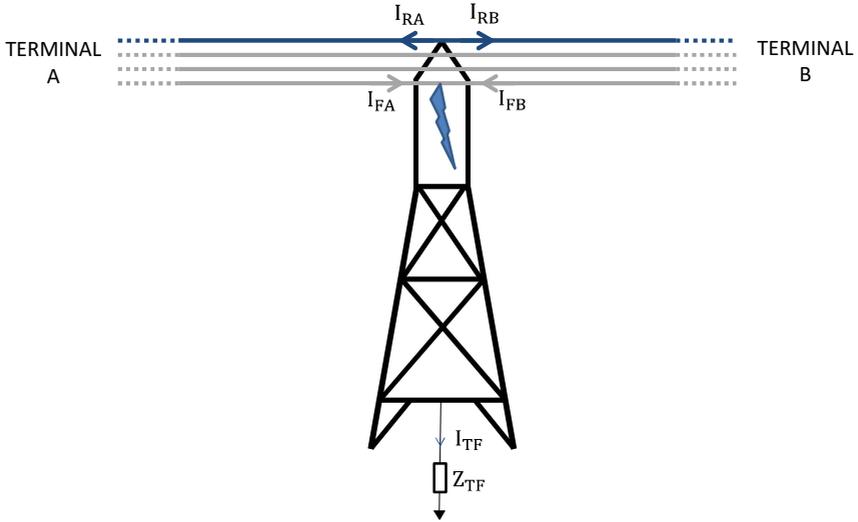


Figura 61 – Curto circuito monofásico em uma torre de transmissão

A Figura 61 mostra uma situação de curto circuito monofásico em uma torre de linha de transmissão conectada a dois terminais: A e B. Ao ocorrer a falta, na presença de cabos guarda (indicados em azul na figura), uma parcela da corrente de falta circula nesses cabos. A corrente drenada pelo solo assume a seguinte expressão:

$$I_{TF} = I_{FA} + I_{FB} - (I_{RA} + I_{RB}) \quad 4-3$$

Quando o sistema não possui cabos guarda a corrente drenada pelo solo resulta da soma simples das correntes de falta em cada terminal.

4.1 CIRCUITO EQUIVALENTE DA FALTA

Entre a torre que ocorre a falta e os subestações (localizadas nas extremidades da topologia apresentada na Figura 61), existem outras torres que contribuirão para distribuição da corrente drenada pelo solo. A Figura 61 ilustra essa distribuição de corrente onde há “n” torres entre o Terminal A e a torre onde ocorre a falta e “m” torres entre o Terminal B e esta mesma torre.

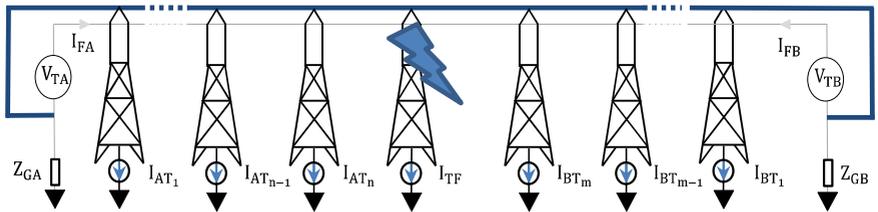


Figura 62 - Distribuição da corrente de falta entre as torres

Todas as correntes drenadas pelo solo apresentadas na Figura 62 contribuem para elevação do potencial do solo. Logo, deve-se, primeiramente, determinar os valores destas correntes. Para isso, uma modelagem similar àquela feita para o duto deve ser feita para as torres da LT e os cabos guarda em condição de falta.

A Figura 63 apresenta o circuito equivalente do problema proposto. Nesse circuito, apenas um cabo guarda é considerado. Caso o sistema possua mais de um cabo guarda, as impedâncias equivalentes de cada trecho desses cabos podem ser inseridas no circuito apresentado, aplicando-se o equacionamento apresentado em anexo neste documento.

$$[E_{mg}] = \begin{bmatrix} I_{FA}(Z_{mAg_1} + Z_{AG}) + E_{mAg_1} \\ I_{FA}Z_{mAg_2} + E_{mAg_2} \\ \vdots \\ I_{FA}Z_{mAg_n} + E_{mAg_2} \\ I_{FA}(Z_{mAg_{n+1}} + Z_F) + I_{FB}Z_F + E_{mAg_{n+1}} \\ I_{FB}(Z_{mBg_{m+1}} + Z_F) + I_{FA}Z_F + E_{mBg_{m+1}} \\ I_{FB}Z_{mBg_m} + E_{mBg_m} \\ \vdots \\ I_{FB}Z_{mBg_2} + E_{mBg_2} \\ I_{FB}(Z_{mBg_1} + Z_{AG}) + E_{mBg_1} \end{bmatrix} \quad 4-6$$

$$[I_g] = \begin{bmatrix} I_{Ag_1} \\ I_{Ag_2} \\ \vdots \\ I_{Ag_n} \\ I_{Ag_{n+1}} \\ I_{Bg_{m+1}} \\ I_{Bg_m} \\ \vdots \\ I_{Bg_2} \\ I_{Bg_1} \end{bmatrix} \quad 4-7$$

$$T_{Ag_i} = Z_{AG} + Z_{Ag_i} + Z_{AT_i} \quad \text{para } i=1 \quad 4-8$$

$$T_{Ag_i} = Z_{AT_{i-1}} + Z_{Ag_i} + Z_{AT_i} \quad \text{para } i=2 \text{ até } n \quad 4-9$$

$$T_{Ag_i} = Z_{AT_{i-1}} + Z_{Ag_i} + Z_F \quad \text{para } i=n+1 \quad 4-10$$

$$T_{Bg_k} = Z_{BG} + Z_{Bg_k} + Z_{BT_k} \quad \text{para } k=1 \quad 4-11$$

$$T_{Bg_k} = Z_{BT_{k-1}} + Z_{Bg_k} + Z_{BT_k} \quad \text{para } k=2 \text{ até } m \quad 4-12$$

$$T_{Bg_k} = Z_{BT_{k-1}} + Z_{Bg_k} + Z_F \quad \text{para } k=m+1 \quad 4-13$$

As tensões induzidas, E_{mAg_i} e E_{mBg_i} , descritas em (4-3) representam a contribuição do acoplamento indutivo entre as “K” fases que não estão em falta e o cabo guarda equivalente, dados pela seguinte relação:

$$E_{mAg_i} = \sum_{j=1}^K I_j Z_{jAg_i} \quad 4-14$$

$$E_{mBg_i} = \sum_{j=1}^K I_j Z_{jBg_i} \quad 4-15$$

Onde I_j é a corrente que circula na fase “j”, que opera normalmente. As impedâncias mútuas entre a fase “j” e cada seção “i” do cabo guarda equivalente são representadas por Z_{jAg_i} e Z_{jBg_i} . Porém, devido a contribuição da fase em falta ser muito maior que das outras fases, desconsidera-se a contribuição dessas últimas.

Com a determinação das correntes longitudinais I_g , obtêm-se as correntes drenadas pelo solo em cada torre com as seguintes relações:

$$I_{AT_i} = I_{Ag_i} - I_{FA} \quad \text{para } i=1 \quad 4-16$$

$$I_{AT_i} = I_{Ag_i} - I_{Ag_{i-1}} \quad \text{para } i=1 \text{ até } n \quad 4-17$$

$$I_{FT} = I_{FA} + I_{FB} - I_{Ag_{n+1}} - I_{Bg_{m+1}} \quad \text{para } i=1 \quad 4-18$$

$$I_{BT_k} = I_{Bg_k} - I_{FB} \quad \text{para } k=1 \quad 4-19$$

$$I_{BT_k} = I_{Bg_k} - I_{Bg_{k-1}} \quad \text{para } k=1 \text{ até } m \quad 4-20$$

Após o cálculo dessas correntes, é possível determinar a elevação do potencial do solo, estudada a seguir.

4.2 ELEVAÇÃO DO POTENCIAL DO SOLO PRÓXIMO AO DUTO

Sistemas de potência são aterrados por diferentes tipos de eletrodos de aterramento. Fórmulas aproximadas geralmente são utilizadas para o cálculo de uma resistência equivalente de eletrodos usualmente utilizados.

No caso de torres de linhas de transmissão, desconsiderando o efeito dos contrapesos e considerando solos de resistividade homogênea, tem-se a fórmula [18]:

$$Z_T = \frac{\rho}{2\pi r} \quad 4-21$$

Em que, neste caso, o aterramento da torre é aproximado por um eletrodo semiesférico, ilustrado na Figura 64:

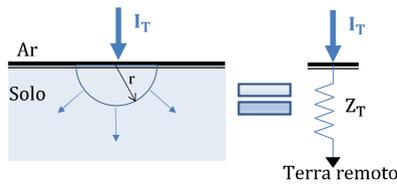


Figura 64 - Eletrodo Equivalente

Quanto maior a distância do ponto da falta, mais o comportamento do eletrodo de aterramento se assemelha ao modelo apresentado, em [18] são apresentadas outras formulações para a impedância de aterramento.

A elevação do potencial elétrico a uma distância d_F tensão do pé da torre em que ocorreu a falta, pode ser descrita pela relação:

$$V_{\text{solo}} = I_T \frac{\rho}{2\pi d_F} \quad 4-22$$

Estando o duto posicionado numa zona de interferência, todas as torres interferentes contribuirão para elevação do potencial do solo próximo ao duto.

Seja “p” um ponto, adjacente e externo a um duto perfeitamente revestido, tem-se que o potencial nesse ponto, considerado as torres interferentes descritas na Figura 62, segue a seguinte fórmula:

$$V_{ps} = I_T \frac{\rho}{2\pi d_F} + \sum_{i=0}^n I_{AT_i} \frac{\rho}{2\pi d_{AF_i}} + \sum_{k=0}^m I_{BT_k} \frac{\rho}{2\pi d_{BF_k}} \quad 4-23$$

Onde d_F é a distância da torre onde ocorre a falta, d_{FAi} distância de cada torre i que interliga ao terminal A e d_{FBk} distância de cada torre k que interliga ao terminal B.

A validação do equacionamento estudado para elevação do potencial do solo de camada homogênea é feita no item subsequente.

4.3 VERIFICAÇÃO DO EQUACIONAMENTO

Para verificação do potencial induzido no solo próximo ao duto, um caso exemplo do SESTLC de 10 km de paralelismo entre o duto e a LT é tomado como referência, onde um curto monofásico é simulado no centro do paralelismo para uma LT que possui um cabo guarda. O problema é ilustrado na Figura 65.

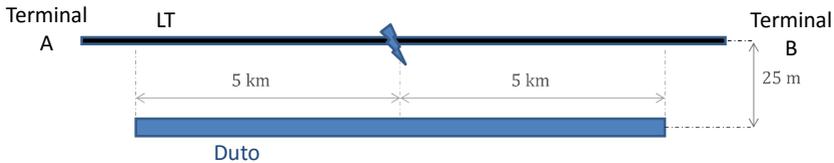


Figura 65 – Trecho de paralelismo com falha central

Tabela 12 - Dados do Acoplamento Condutivo Testado

| | |
|--|-----------------------------|
| Frequência da Rede | 60 Hz |
| Profundidade do duto | 1,5 m |
| $I_{FA} = I_{FB}$ | 4 kA |
| $n = m$ | 14 |
| Distância entre Torres | 400 m |
| $Z_{Ag1} = Z_{Bg1}$ | $0,6980 + 0,8296j \ \Omega$ |
| $Z_{mAg1} = Z_{mBg1}$ | $0,0228 + 0,1497j \ \Omega$ |
| $Z_{GA} = Z_{GB}$ | 0,5 Ω |
| $Z_{AT1} = Z_{BT1} = Z_{TF}$ | 30 Ω |

Os dados do problema, listados na Tabela 12, são aplicados no circuito equivalente descrito na Figura 63. Após a determinação das correntes drenadas pelo solo em cada torre da LT, aplica-se a equação (4-23) para determinação da elevação do potencial do solo tangente ao duto. A Figura 66 mostra uma comparação entre o equacionamento proposto para cálculo da tensão do solo adjacente ao duto com relação ao terra remoto e os resultados obtidos com o software SESTLC no caso de uma falta monofásica, como ilustrado anteriormente.

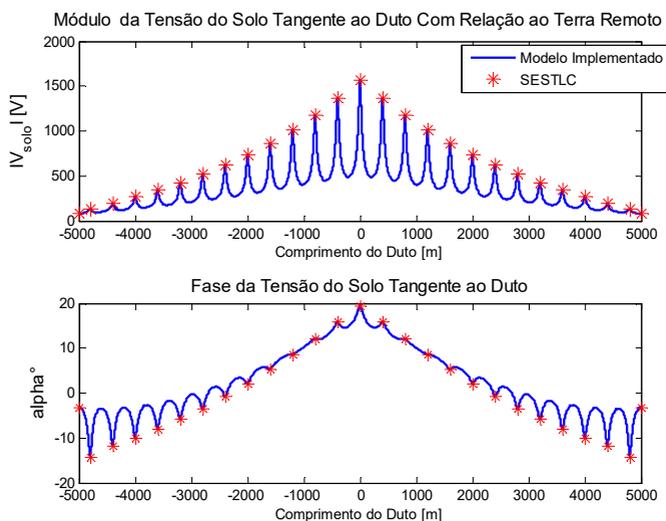


Figura 66 - Comparação entre o modelo implementado e o SESTLC para o acoplamento condutivo

Na Figura 66, é ilustrada a validação do método proposto quando comparado ao software comercial SESTLC, a origem da abscissa é considerada o local onde ocorre a falta. Os resultados obtidos possuem erros insignificantes tanto para o módulo da tensão do solo quanto para sua respectiva fase.

Neste caso, considerou-se o duto com revestimento perfeito, em que o potencial do solo não é transferido ao duto.

4.4 TENSÃO TRANSFERIDA AO DUTO

Devido à alta impedância do revestimento, para revestimentos perfeitos, desconsidera-se o potencial transferido ao duto por acoplamento condutivo. Entretanto, caso haja uma redução da impedância do revestimento localmente, seja por um defeito no revestimento ou alguma característica do material quando sofre diferença de potencial elétrico, deve-se analisar o potencial transferido para o duto. Para avaliação deste potencial, em [1] o seguinte circuito é considerado:

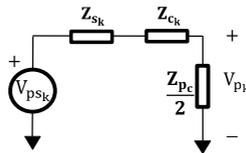


Figura 67 – Circuito Equivalente de Transferência de Potencial

Onde V_{psk} é potencial elétrico do solo, um ponto adjacente ao duto na região onde há alteração da impedância do revestimento, V_{pk} a tensão transferida ao duto, Z_{pc} a impedância característica do duto fora da região citada, Z_{ck} a impedância do revestimento no ponto em questão e Z_{sk} a impedância local devido ao solo. Essa última, para o caso em que não exista uma abertura no revestimento, dada pela seguinte equação [1]:

$$Z_{sk} = \frac{\ln \frac{1,12}{\gamma_d r_a}}{\pi \left(\frac{1}{\rho} + j\omega \epsilon \right) L_o} \quad [\Omega] \quad 4-24$$

Onde L_o é o comprimento do duto na região onde o revestimento é modificado, γ_d é a constante de propagação do duto revestido, raiz quadrada da multiplicação entre a impedância própria do duto e sua admitância, e r_a é o raio equivalente do duto enterrado. Essas últimas, dadas pelas seguintes relações:

$$r_a = \sqrt{R_e^2 + 4y_2^2} \quad [m] \quad 4-25$$

$$\gamma_d \cong \sqrt{\frac{Z_p}{Z_c}} \quad [\text{m/m}] \quad 4-26$$

Supondo que ϵ'_{ck} e ρ'_{ck} representem, respectivamente, os valores médios da permissividade e da resistividade do revestimento de comprimento L_o , modificados durante a falta. Tem-se:

$$Z_{ck} = \frac{1/L_o}{\frac{\pi D}{\rho'_{ck}\delta_{ck}} + j \frac{\epsilon'_{ck}\pi D}{\delta_{ck}}} \quad [\Omega] \quad 4-27$$

Caso o revestimento possua alguma falha que cause uma abertura no mesmo, adota-se $Z_{c_o} = 0$ e $Z_{s_o} = \frac{\rho}{4} \sqrt{\frac{\pi}{s}}$, sendo s a área da secção transversal de contato entre o duto e o solo.

Ao considerar o simples caso, onde não há juntas isolantes próximas a região afetada, o duto é aproximadamente retilíneo, a região exposta é menor que o comprimento característico do duto e que o duto se estende por alguns quilômetros sem aterramentos nas pontas, em [1] a seguinte expressão é dada para determinar a tensão transferida ao longo do duto:

$$V_{duto}(x) = V_{p_k} e^{-\gamma_d |x|} \quad [V] \quad 4-28$$

Sendo o eixo x a abscissa ao longo da trajetória do duto e a origem o ponto mais próximo à torre na qual ocorreu a falta. Em que, através do circuito da Figura 67, tem-se:

$$V_{p_k} = \frac{Z_{p_c}/2}{Z_{c_k} + Z_{s_k}} V_{s_k} \quad [V] \quad 4-29$$

Uma solução mais completa, proposta neste trabalho, sem as restrições citadas acima, vem com a aplicação da tensão V_{p_k} no modelo equivalente do duto ao invés de utilizar a equação (4-28). O circuito equivalente é descrito na Figura 68.

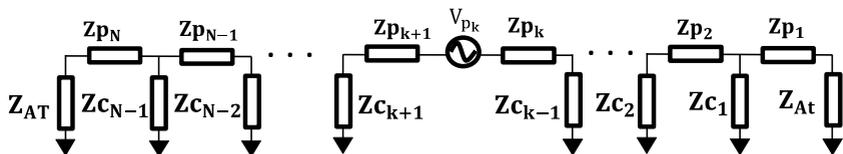


Figura 68 – Circuito equivalente para transferência de potencial elétrico no duto

Caso o duto esteja conectado diretamente ao eletrodo onde ocorreu a falta a tensão V_{pk} será a própria tensão V_{sk} .

4.5 INFLUÊNCIA DO SOLO NO ACOPLAMENTO CONDUTIVO

Como relatado no capítulo precedente, os solos geralmente não são homogêneos, mas formados por diversas camadas de resistividade elétrica e profundidade diferentes.

Devido aos diferentes valores de resistividade tem-se a variação da dispersão das correntes no solo. A Figura 69 apresenta o comportamento dos fluxos de correntes elétricas em torno do aterramento em um solo heterogêneo, formado por duas camadas [23]. As linhas pontilhadas são as superfícies equipotenciais.

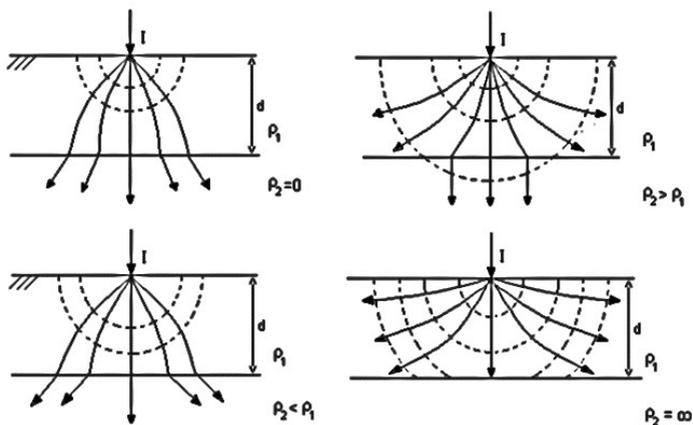


Figura 69 - Dispersão da corrente em duas camadas [23]

4.5.1 Acoplamento Condutivo em Solos de Duas Camadas

A Figura 70 ilustra um eletrodo semiesférico aterrado em um solo de duas camadas. O potencial elétrico em um ponto “p” qualquer na primeira camada, em relação ao infinito, é dado pela seguinte expressão [23]:

$$V_p = \frac{I_T \rho_1}{2\pi} \left[\frac{1}{d_F} + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{K^n}{\sqrt{d_F^2 + (2nh_1)^2}} \right] \quad 4-30$$

Onde K é o coeficiente de reflexão dado pela equação:

$$K = \frac{\rho_1 - \rho_2}{\rho_1 + \rho_2} \quad 4-31$$

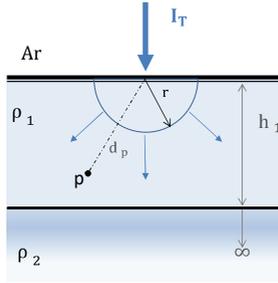


Figura 70 –Eletrodo semiesférico em solo de duas camadas

Considerando também as correntes que circulam nas outras torres presentes em um sistema que possui cabos guarda, como apresentado na modelagem homogênea, a tensão em um ponto qualquer do solo, antes descrita na equação (4-23), passa a ter a seguinte forma:

$$V_{ps} = \frac{I_T \rho_1}{2\pi} \left[\frac{1}{d_F} + 2 \sum_{i=1}^{\infty} \frac{K^n}{\sqrt{d_F^2 + (2nh_1)^2}} \right] + \sum_{i=0}^n \frac{I_{AT_i} \rho_1}{2\pi} \left[\frac{1}{d_{AT_i}} + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{K^n}{\sqrt{d_{AT_i}^2 + (2nh_1)^2}} \right] + \sum_{i=0}^n \frac{I_{BT_k} \rho_1}{2\pi} \left[\frac{1}{d_{BT_k}} + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{K^n}{\sqrt{d_{BT_k}^2 + (2nh_1)^2}} \right] \quad 4-32$$

Para aplicação da equação precedente em solos de mais de duas camadas, de maneira simplificada, pode-se utilizar a mesma técnica de redução de camadas descrita no acoplamento indutivo, a fórmula de Hummel. Em [29] são apresentadas ferramentas computacionais mais complexas, que permitem o cálculo da tensão num ponto qualquer do solo para solos estratificados horizontalmente em múltiplas camadas.

A modelagem do solo também é importante no cálculo do acoplamento condutivo, em que, assim como no acoplamento indutivo, uma estratificação precisa do solo deve ser feita ao longo do domínio de estudo. A zona de interferência para o acoplamento condutivo é definida no item a seguir.

4.6 ZONA DE INTERFERÊNCIA EM ACOPLAMENTO CONDUTIVO

Como estudado para o acoplamento indutivo, no acoplamento condutivo também se pode determinar uma zona de interferência. Através das equações (4-22), tem-se a seguinte relação:

$$d_{F\min} = \frac{\rho}{2\pi} \frac{|I_{TF}|}{V_{\text{solo}\max}} \quad 4-33$$

Onde $d_{F\min}$ é a distância mínima da torre em falta a ser estudada e $V_{\text{solo}\max}$ é a tensão máxima admitida, considerando apenas uma torre drenando corrente para o solo. Na presença de cabos guarda, devido a influência das outras torres do sistema, a distância mínima de interferência pode ser determinada após o levantamento do potencial elétrico do solo em diferentes pontos, considerando um domínio suficientemente grande através da relação (4-23). Os pontos onde a tensão for maior que o valor máximo estipulado determinarão a zona de interferência condutiva.

5 ESTUDO DE CASO

Após descrever os procedimentos para modelagem dos acoplamentos indutivo e condutivo nos capítulos precedentes, o presente capítulo mostra como estimar a tensão induzida causada por uma rede de 230 kV em um duto enterrado de 10 polegadas de diâmetro. O problema analisado é um estudo de caso apresentado em [30].

Primeiramente, serão descritas as características do problema. Com o sistema detalhado, a interferência em regime permanente é analisada, nesse caso, apenas o acoplamento indutivo está presente. Posteriormente, estando a LT em condição de falta monofásica, o acoplamento total (indutivo e condutivo) será abordado. As impedâncias mútuas e próprias são calculadas através do MEF.

5.1 DESCRIÇÃO DO PROBLEMA

A Figura 71 descreve um problema típico analisado no SESTLC.

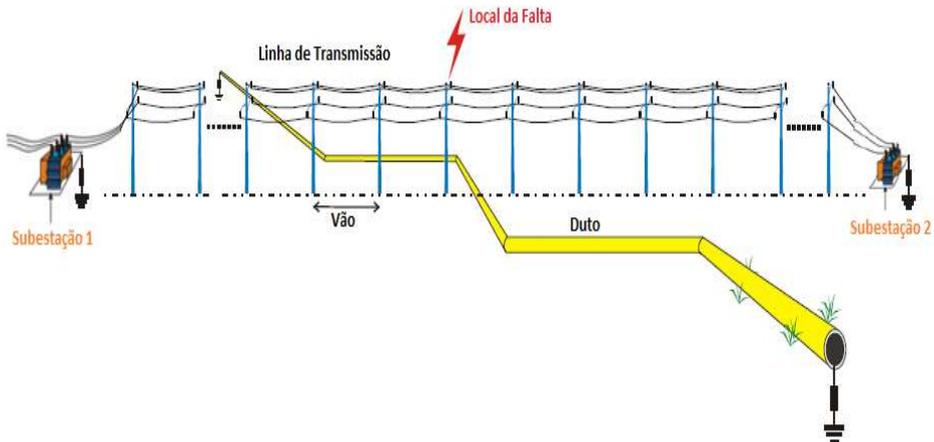


Figura 71 - Sistema elétrico com duas subestações [30]

O sistema ilustrado acima possui duas subestações, ambas são modeladas como uma fonte de corrente trifásica como mostra a Figura 72,

onde o circuito equivalente da LT e do duto que sofre interferência são apresentados.

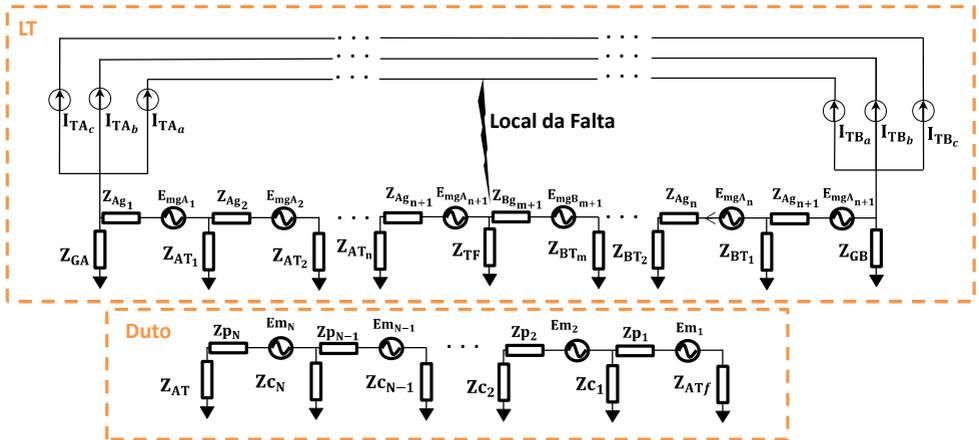


Figura 72 – Circuito equivalente do sistema completo

5.1.1 Características e Traçado do Duto

A Figura 73 representa o traçado do duto e da LT de 230 kV. Nota-se que há regiões de paralelismo, traçados oblíquos e perpendiculares.

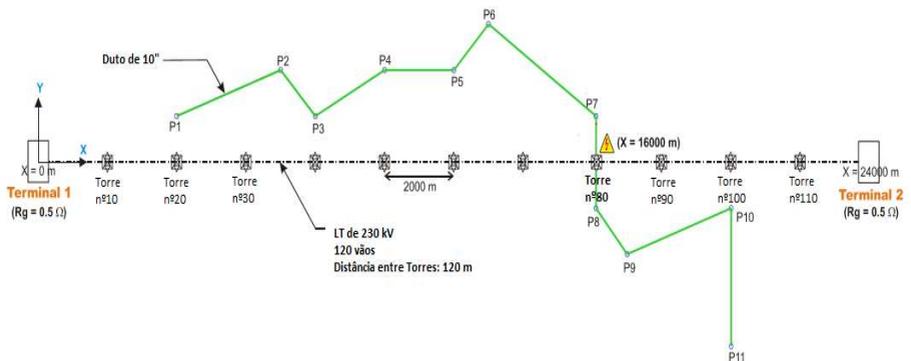


Figura 73 – Traçado do duto e LT [30]

O duto de 10 polegadas tem um comprimento total de 23,423 km e cruza com a linha de transmissão nas proximidades da octogésima torre. O raio externo desse duto vale 0,1365 m (5 polegadas); com espessura de 9,2 mm. O duto é feito de aço com condutividade de 5,8 MS/m e permeabilidade magnética relativa de 300. O duto está enterrado a um metro de profundidade em um solo homogêneo de resistividade equivalente igual a 100 Ωm .

A espessura do revestimento é de 0,001 m e sua resistividade vale 0,1 $\text{M}\Omega\text{m}^2$. Ambas as extremidades do duto não são aterradas.

As coordenadas do duto são listadas na Tabela 13.

Tabela 13 – Coordenadas do duto

| Ponto | x [m] | y [m] | z [m] |
|-------|-------|-------|-------|
| P1 | 4000 | 1000 | -1 |
| P2 | 7000 | 2000 | -1 |
| P3 | 8000 | 1000 | -1 |
| P4 | 10000 | 2000 | -1 |
| P5 | 12000 | 2000 | -1 |
| P6 | 13000 | 3000 | -1 |
| P7 | 16000 | 1000 | -1 |
| P8 | 16000 | -1000 | -1 |
| P9 | 17000 | -2000 | -1 |
| P10 | 20000 | -1000 | -1 |
| P11 | 20000 | -4000 | -1 |

5.1.2 Características da LT

A linha analisada possui duas subestações: Terminal 1 e Terminal 2, como ilustrado na Figura 73. A resistência de aterramento dos dois terminais vale 0,5 Ω . Entre as subestações existem 120 vãos com uma extensão total de 24 km. A distância entre cada torre é de 200 m.

A secção transversal da linha de transmissão é ilustrada na Figura 74. A LT é constituída de 3 cabos: um para cada fase, mais 2 cabos guarda. As especificações desses cabos são listadas na Tabela 14.

Tabela 14 – Característica dos Cabos

| Tipo | Fase | Cabos Guarda |
|-------------------------|---------|--------------|
| Raio externo [m] | 0,0141 | 0,0049 |
| Raio interno [m] | 0,0052 | 0 |
| Condutividade [MS/m] | 25,3607 | 7,5698 |
| Permeabilidade Relativa | 0,8317 | 8,1330 |

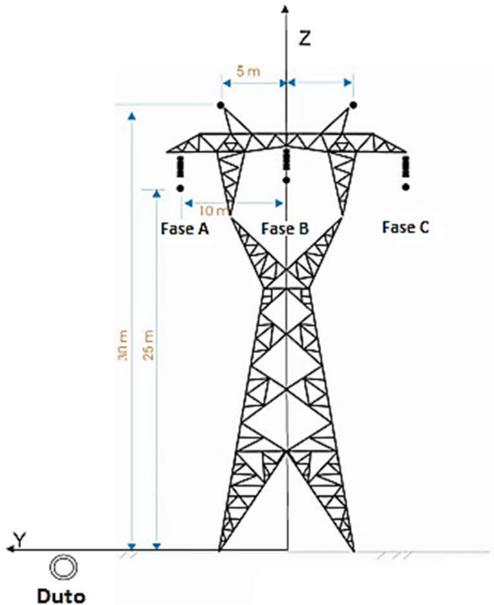


Figura 74 - Seção transversal do problema [30]

5.2 REGIME PERMANENTE

Neste item, é estudado o acoplamento indutivo entre a LT e o duto em condições normais de operação. O problema é modelado através do circuito equivalente da Figura 72, onde as correntes I_{TAa} , I_{TAb} , e I_{TAc} têm amplitude de 400 A em sequência positiva, enquanto as correntes I_{TBa} , I_{TBb} , e I_{TBc} são nulas. A LT considerada não é transposta, sendo assim, é necessário calcular a corrente induzida nos cabos guarda. Esse cálculo pode

ser efetuado utilizando análise de circuitos, através da matriz de impedâncias equivalente do sistema, ou através de uma simulação utilizando o MEF. A secção transversal do modelo utilizado no FEMM® para o cálculo das correntes induzidas nos cabos guarda é mostrada na Figura 75.

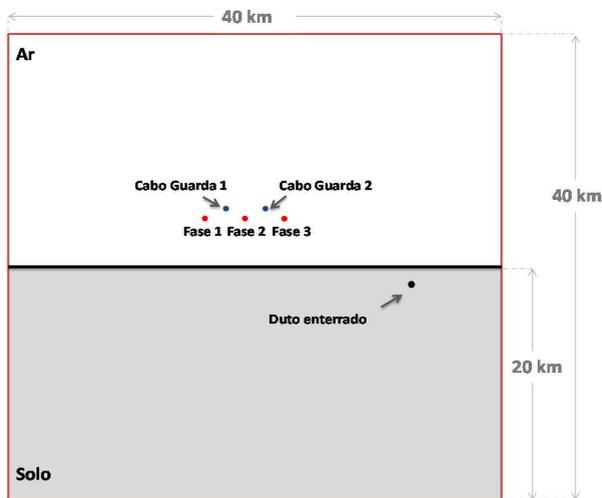


Figura 75 – Cálculo das correntes induzidas nos cabos guarda

5.2.1 Simulações em Condição Normal de Operação

Para simular a condição normal de operação, primeiramente, as correntes induzidas nos cabos guarda são calculadas. Utilizando o MEF, essas correntes são determinadas através do modelo apresentado na Figura 75. As correntes são descritas na tabela Tabela 15. Nota-se que os resultados obtidos são similares aqueles apresentados no SESTLC.

Tabela 15 – Correntes induzidas nos cabos guarda

| Correntes Induzidas | | | |
|----------------------------|--------------------|--------------------|-------------------|
| Cabos Guarda | SESTLC | MEF | Erro Abs % |
| 1 | 6,55227 -11,54893j | 6,61611- 11,43041j | 1,01 |
| 2 | 3,71851+10,28421j | 3,65138+10,22301j | 0,83 |

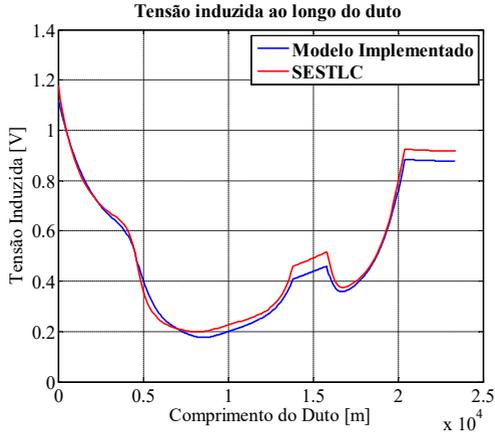


Figura 76- Tensão induzida no duto em regime permanente

Com a aplicação do procedimento descrito no capítulo 3, utilizando o MEF para o cálculo das impedâncias próprias e mútuas do circuito equivalente apresentado na Figura 72 são calculadas as tensões induzidas em cada seção do circuito equivalente do duto. A Figura 76 ilustra a tensão induzida no duto em regime permanente. Nesse caso, tem-se uma leve discrepância no modelo implementado, utilizando o MEF, e o SESTLC.

Em regime permanente, devido aos baixos níveis de tensão envolvidos, as diferenças numéricas são mais evidentes, ainda mais quando se trata de um traçado de duto complexo como neste estudo de caso. Esta diferença se deve às aproximações das impedâncias mútuas pelo software SESTLC. Esse fato fica mais evidente na Figura 77, onde as impedâncias são agora determinadas pela aproximação de Lucca [16] e não com aplicação do MEF. Nota-se que os resultados são ainda mais próximos. Entretanto, como discutido no capítulo 3, a solução de referência da integral de Carson, assim como a aplicação do MEF, equivalentes neste caso, são mais precisas.

As diferenças numéricas apresentadas não afetam a análise do problema de interferência neste estudo. Em ambos os casos a tensão máxima induzida é levemente superior a 1 V, sendo assim, os limites estabelecidos na Tabela 1 também são satisfeitos em regime permanente.

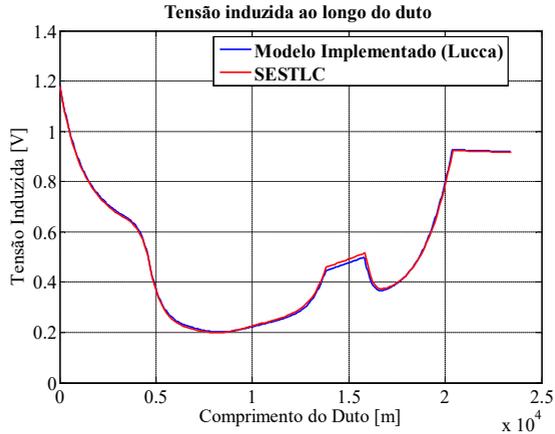


Figura 77 - Tensão induzida no duto em regime permanente (Lucca)

5.3 CONDIÇÃO DE FALTA

Durante a falta monofásica (fase A) a contribuição considerada de cada subestação é de 4 kA. Na condição de falta, o circuito da LT apresentado na Figura 72 é reduzido ao diagrama elétrico da Figura 78 para determinação das correntes em cada torre de transmissão.

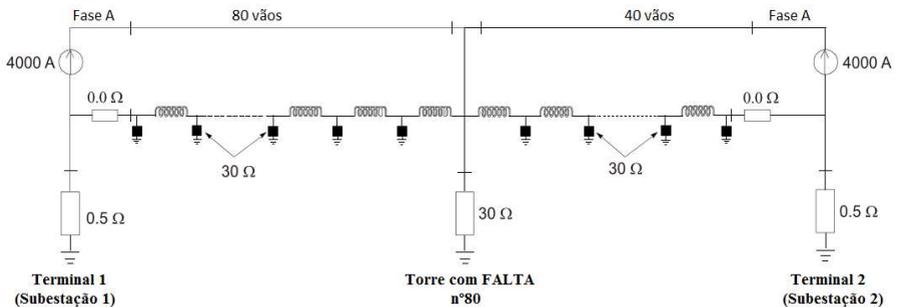


Figura 78 – Diagrama elétrico em condição de falta [30]

A distribuição da corrente de falta em cada torre é calculada através do equacionamento descrito no capítulo 4. Como, nesse caso, a LT possui dois cabos guarda com as mesmas características ($Z_{R1} = Z_{R2} = Z_R$), considera-se que a corrente de falta se divide igualmente entre os cabos para-raios, ou seja, dada a equação (A3), apresentada no anexo desta dissertação, tem-se: $I_{R1} = I_{R2} = 0,5$. Aplicando-se essa última relação nas equações (A5) e (A7), também descritas em anexo, obtêm-se as seguintes fórmulas:

$$\begin{aligned} Z_{mAg_i} &= \frac{Z_{AR1_i}}{2} + \frac{Z_{AR2_i}}{2} \\ Z_{mBg_k} &= \frac{Z_{BR1_k}}{2} + \frac{Z_{BR2_k}}{2} \end{aligned} \quad 5-1$$

$$\begin{aligned} Z_{Ag_i} &= \frac{Z_{R_i}}{2} + \frac{Z_{R1R2_i}}{2} \\ Z_{Bg_k} &= \frac{Z_{R_k}}{2} + \frac{Z_{R1R2_k}}{2} \end{aligned} \quad 5-2$$

Onde

Z_{AR1_i} e Z_{AR2_i} são as impedâncias mútuas entre a fase em falta e os cabos guarda R1 e R2, respectivamente, para cada secção do terminal A;

Z_{BR1_i} e Z_{BR2_i} são as impedâncias mútuas entre a fase em falta e os cabos guarda R1 e R2, respectivamente, para cada secção do terminal B;

Z_{R1R2_i} e Z_{R1R2_k} são as impedâncias mútuas entre os cabos guarda R1 e R2 para cada secção do cabo do terminal A e do terminal B, respectivamente;

Z_{R_i} e Z_{R_k} são as impedâncias próprias dos cabos guarda para cada secção do cabo do terminal A e do terminal B, respectivamente.

A contribuição das fases que operam normalmente é desconsiderada.

5.3.1 Simulações em Condição de Falta

Em condições de falta, tanto o acoplamento indutivo quanto o condutivo deve ser avaliado. Com as impedâncias, próprias e mútuas, determinadas através do MEF, aplicação das fórmulas (5-1) e (5-2) e dos equacionamentos descritos no capítulo 4, calcula-se a distribuição das

correntes de falta ao longo dos cabos guarda e, conseqüentemente, a elevação do potencial do solo. O acoplamento indutivo é calculado separadamente, as correntes em cada secção do cabo guarda equivalente e a corrente que circula na fase em falta são consideradas. Como se trata de duto com revestimento perfeito, o acoplamento indutivo tem como resultado a tensão do duto. Logo, aplicando-se a equação (4-1), após a determinação da tensão no solo adjacente ao duto e o potencial elétrico do próprio duto, tem-se a tensão de estresse no revestimento do duto.

Para efeito de comparação, da Figura 79 à Figura 83 são ilustrados os resultados obtidos tanto com o modelo implementado quanto com o software SESTLC. São analisadas as seguintes grandezas: corrente shunt de cada torre, a corrente longitudinal de cada vão dos cabos guarda, tensão induzida no solo tangente ao duto devido ao acoplamento condutivo, tensão induzida no duto por acoplamento indutivo, tensão de estresse sobre o revestimento e corrente longitudinal do duto.

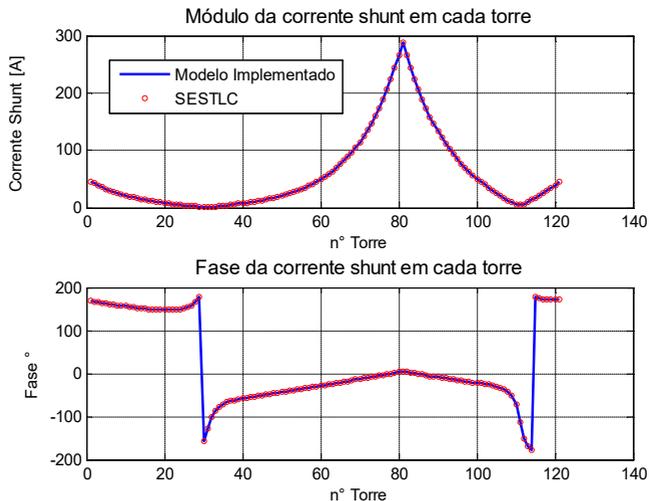


Figura 79 - Corrente shunt em cada torre (falta monofásica)

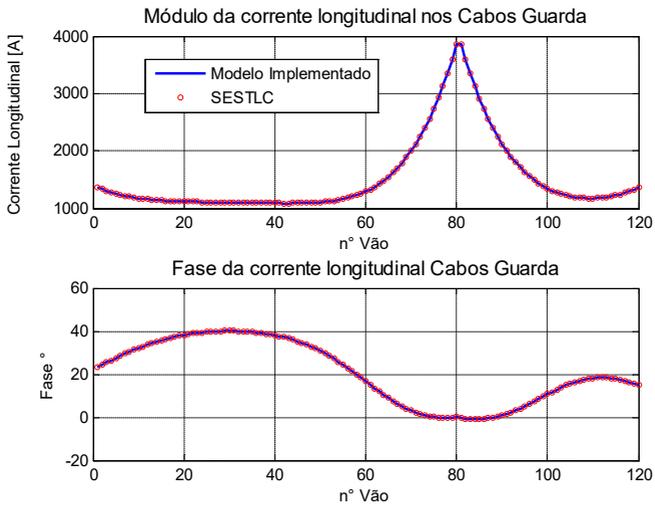


Figura 80 - Corrente longitudinal nos cabos guarda (falta monofásica)

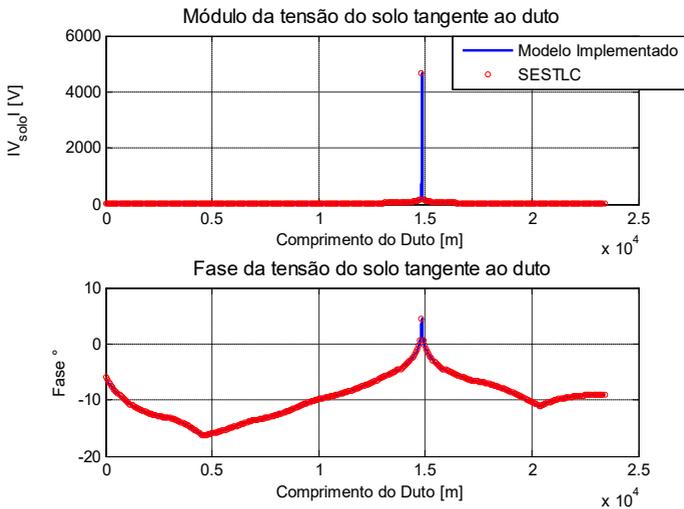


Figura 81 - Tensão induzida no solo tangente ao duto (falta monofásica)

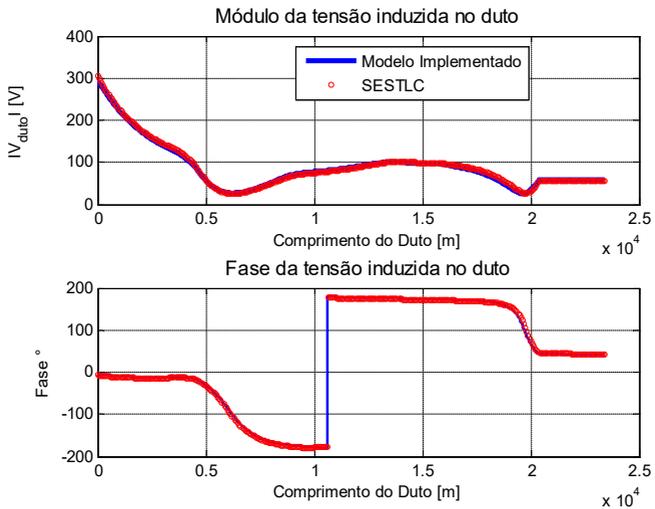


Figura 82 - Tensão induzida no duto por acoplamento indutivo (falta monofásica)

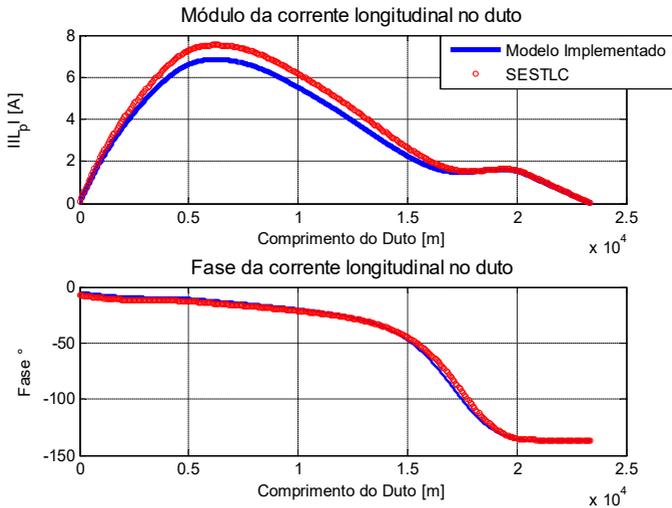


Figura 83 – Corrente longitudinal ao longo do duto

Os resultados mostram compatibilidade entre o modelo implementado e o software SESTLC. Uma diferença maior é identificada na corrente longitudinal do duto (Figura 83). Porém, a maior discrepância entre os dois cálculos tem valor máximo em torno de 10%, o que não afeta significativamente o resultado final, pois correntes shunt são muito menores que as longitudinais. A Figura 82 mostra que a tensão máxima neste estudo de caso é de aproximadamente 300 V. Logo, para um tempo de curto circuito em torno de 0,2 segundos, a tensão está dentro do limite determinado pela equação (2-1).

Com a comparação dos métodos implementados com os resultados do software comercial SESTLC, neste caso de estudo, foi possível validar os equacionamentos citados ao longo deste trabalho para modelar interferências eletromagnéticas entre dutos e LTs.

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

No presente trabalho, foi estudada a modelagem para o cálculo de interferências eletromagnéticas entre linhas de transmissão e dutos metálicos enterrados. Os acoplamentos indutivos e condutivos foram modelados através de circuitos equivalentes e validados através do software comercial SESTLC.

Devido à escassez na literatura nacional, uma ênfase maior foi dada ao acoplamento indutivo. Inicialmente, as diferentes expressões analíticas para o cálculo das impedâncias mútuas e próprias dos circuitos equivalentes foram analisadas. As formulações analíticas são aproximações da integral de Carson [2] e apresentam algumas limitações. Essas limitações foram detalhadas ao longo do capítulo 3 deste trabalho, revelando uma melhor aproximação da solução de referência nos equacionamentos de Lucca [16] e Ametani [8]. Uma abordagem distinta, possibilitando a modelagem de estruturas mais complexas, foi feita utilizando o MEF para o cálculo das impedâncias citadas. Essa última apresentou resultados melhores para o cálculo de impedâncias mútuas quando comparada aos métodos aproximados. Após a verificação do modelo para o cálculo do acoplamento indutivo, o qual utiliza circuitos equivalentes, foi estudada a influência da modelagem do solo no acoplamento indutivo. Logo, foram abordados solos de múltiplas camadas e o equivalente homogêneo desses solos. A simulação de um solo com múltiplas camadas só é possível com a aplicação da técnica que utiliza o MEF. Todavia, um modelo de solo equivalente permite simular qualquer topologia de solo em pacotes de softwares mais simples e mais baratos. Para modelagem de um solo homogêneo, duas técnicas foram abordadas neste documento, ambas publicadas ao longo da dissertação em [20] e [26]. Devido à importância da modelagem do solo no acoplamento indutivo, uma estratificação precisa deve ser feita ao longo do domínio de estudo. Esse domínio é definido pela zona de interferência detalhada no item subsequente à modelagem do solo, em que um método para normatização de tal região é proposto, já que as normas vigentes não detalham satisfatoriamente este assunto.

Com o intuito de implementar um modelo completo para interferência em dutos enterrados, no capítulo 4 foi estudado o acoplamento

condutivo. Em um primeiro momento, um modelo simples de eletrodo semiesférico foi considerado. Seguindo a mesma metodologia apresentada, as formulações presentes em [18] podem ser aplicadas para diferentes tipos de aterramento. Posteriormente, um modelo para solos de duas camadas foi detalhado. Para utilização desse modelo em solos de mais de duas camadas, a mesma abordagem descrita no capítulo 3, proposta por Hummel e citada em [23] pode ser utilizada ou formulações mais complexas, como detalhado em [29]. A zona de interferência para acoplamento condutivo também é discutida no final do capítulo 4. Por não ser escopo deste trabalho, não foram consideradas diferentes topologias de malhas de aterramento, assim como os efeitos dos contrapesos das torres. Porém, a mesma metodologia aplicada pode ser estendida para esses casos.

Por fim, no capítulo 5, é feito um estudo de caso em que ambos os acoplamentos, indutivo e condutivo, são estudados para condição de falta e condição normal de operação. A verificação do modelo é feita novamente através do software SESTLC. Devido aos baixos níveis de tensão envolvidos no regime permanente, uma discrepância maior é encontrada entre o modelo implementado com o MEF e o software utilizado para verificação. A diferença numérica se deve às aproximações das impedâncias mútuas pelo software SESTLC. No entanto, essa diferença não afeta qualitativamente o resultado. Para um trabalho futuro, sugere-se uma modelagem completa dos acoplamentos através da aplicação do MEF em 3D.

ANEXO – REDUÇÃO DE CABOS GUARDA

Algumas linhas de transmissão possuem mais de um cabo guarda, também chamado de cabo para-raios. Porém, nos cálculos apresentados, utiliza-se um circuito equivalente para os cabos guarda, como indicado na Figura 84 para um caso trifásico.

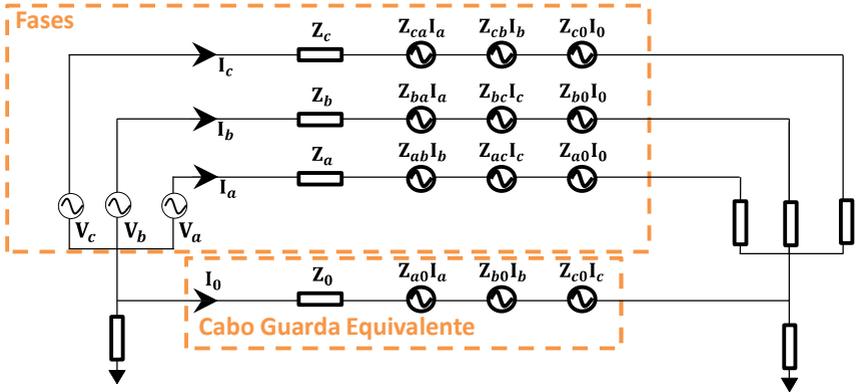


Figura 84 - Sistema trifásico com cabo guarda equivalente

Quando se supõe que a linha de transmissão tenha dois cabos guarda (R_1 e R_2), o cabo guarda apresentado na Figura 84 seria caminho de corrente equivalente para estes cabos, devendo representar tanto suas impedâncias próprias quanto mútuas. A matriz completa de um sistema trifásico (a,b,c) e dois cabos para raios, R_1 e R_2 , é descrita no sistema (A1).

$$\begin{bmatrix} Z_a & Z_{ab} & Z_{ac} & Z_{aR_1} & Z_{aR_2} \\ Z_{ba} & Z_b & Z_{bc} & Z_{bR_1} & Z_{bR_2} \\ Z_{ca} & Z_{cb} & Z_c & Z_{cR_1} & Z_{cR_2} \\ Z_{R_1a} & Z_{R_1b} & Z_{R_1c} & Z_{R_1} & Z_{R_1R_2} \\ Z_{R_2a} & Z_{R_2b} & Z_{R_2c} & Z_{R_2R_1} & Z_{R_2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_a \\ I_b \\ I_c \\ I_{R_1} \\ I_{R_2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad \text{A1}$$

A corrente total no cabo guarda equivalente é definida pela equação (A2).

$$I_0 = I_{R_1} + I_{R_2} \quad \text{A2}$$

A corrente normalizada (I'_{Ri}) para um cabo guarda i , é definida na relação A3.

$$I'_{Ri} = \frac{I_{Ri}}{I_0} \quad A3$$

A relação A4 é obtida aplicando (A2) e (A3) nas as três primeiras equações do sistema (A1):

$$\begin{aligned} Z_a I_a + Z_{ab} I_b + Z_{ac} I_c + Z_{0a} I_0 &= V_a \\ Z_{ba} I_a + Z_b I_b + Z_{bc} I_c + Z_{0b} I_0 &= V_b \\ Z_{ca} I_a + Z_{cb} I_b + Z_c I_c + Z_{0c} I_0 &= V_c \end{aligned} \quad A4$$

Onde as impedâncias mútuas entre as fases e o cabo guarda equivalente (Z_{0a} , Z_{0b} e Z_{0c}) são definidas em (A5):

$$\begin{aligned} Z_{0a} &= Z_{aR_1} I'_{R_1} + Z_{aR_2} I'_{R_2} \\ Z_{0b} &= Z_{bR_1} I'_{R_1} + Z_{bR_2} I'_{R_2} \\ Z_{0c} &= Z_{cR_1} I'_{R_1} + Z_{cR_2} I'_{R_2} \end{aligned} \quad A5$$

A impedância própria do cabo guarda equivalente é definida pela razão entre V_0 , tensão equivalente dos cabos guarda, e I_0 , desconsiderando a influência das outras fases.

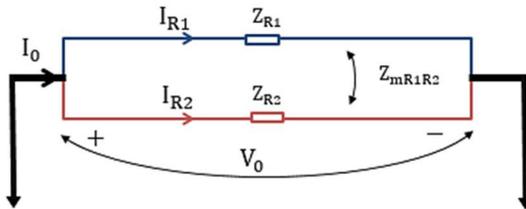


Figura 85 - Circuito de dois cabos guarda

Da Figura 85, tem-se as seguintes relações:

$$\begin{aligned} V_0 &= Z_{R_1} I_{R_1} + Z_{R_1 R_2} I_{R_2} \\ V_0 &= Z_{R_1 R_2} I_{R_1} + Z_{R_2} I_{R_2} \end{aligned} \quad A6$$

Ao dividir as equações descritas em (A6) por I_0 em ambos os lados e utilizando a relação (A3), obtêm-se as seguintes expressões:

$$\begin{aligned} Z_0 &= \frac{V_0}{I_0} = Z_{R_1} I'_{R_1} + Z_{R_1 R_2} I'_{R_2} \\ Z_0 &= \frac{V_0}{I_0} = Z_{R_1 R_2} I'_{R_1} + Z_{R_2} I'_{R_2} \end{aligned} \quad A7$$

Quando multiplicado a penúltima equação do sistema (A7) por I'_{R_1} , a última por I'_{R_2} , e somando essas equações, tem-se a seguinte relação:

$$\begin{aligned} Z_{R_1 a} I'_{R_1} I_a + Z_{R_1 b} I'_{R_1} I_b + Z_{R_1 c} I'_{R_1} I_c + Z_{R_1} I'_{R_1} I_{R_1} + Z_{R_1 R_2} I'_{R_1} I_{R_2} &= 0 \\ Z_{R_2 a} I'_{R_2} I_a + Z_{R_2 b} I'_{R_2} I_b + Z_{R_2 c} I'_{R_2} I_c + Z_{R_2 R_1} I'_{R_2} I_{R_1} + Z_{R_2} I'_{R_2} I_{R_2} &= 0 \end{aligned} \quad A8$$

Ao somar as duas relações descritas em (A8) e aplicando as relações (A2), (A5) e (A7), tem-se o seguinte equacionamento equivalente:

$$Z_{0a} I_a + Z_{0b} I_b + Z_{0c} I_c + Z_0 I_0 = 0 \quad A9$$

Logo, através das equações (A9) e (A4), o sistema (A10) representa o equacionamento equivalente para o sistema (A1).

$$\begin{bmatrix} Z_a & Z_{ab} & Z_{ac} & Z_{a0} \\ Z_{ba} & Z_b & Z_{bc} & Z_{b0} \\ Z_{ca} & Z_{cb} & Z_c & Z_{c0} \\ Z_{a0} & Z_{b0} & Z_{c0} & Z_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_a \\ I_b \\ I_c \\ I_{R_1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \\ 0 \end{bmatrix} \quad A10$$

As impedâncias mútuas equivalente (Z_{0a} , Z_{0b} e Z_{0c}) e a impedância própria equivalente (Z_0) dependem da corrente normalizada em cada cabo para-raios descrita na relação (A3).

Um equacionamento geral é apresentado em [31], em que é feita uma redução considerando um total de N condutores, sendo M condutores de fases e $N-M$ cabos guarda. As equações para se obter um cabo guarda equivalente são apresentadas a seguir:

$$\begin{cases} Z_{11}I_1 + Z_{12}I_2 + \dots + Z_{1M}I_M + Z_{01}I_0 = V_1 \\ Z_{21}I_1 + Z_{22}I_2 + \dots + Z_{2M}I_M + Z_{02}I_0 = V_2 \\ \vdots \\ Z_{M1}I_1 + Z_{M2}I_2 + \dots + Z_{MM}I_M + Z_{0M}I_0 = V_M \\ Z_{01}I_1 + Z_{02}I_2 + \dots + Z_{0M}I_M + Z_0I_0 = V_0 \end{cases} \quad A11$$

$$\begin{cases} Z_{01} = Z_{1(M+1)}I'_{M+1} + Z_{1(M+2)}I'_{M+2} + \dots + Z_{1N}I'_N \\ Z_{02} = Z_{2(M+1)}I'_{M+1} + Z_{2(M+2)}I'_{M+2} + \dots + Z_{2N}I'_N \\ \vdots \\ Z_{0M} = Z_{M(M+1)}I'_{M+1} + Z_{M(M+2)}I'_{M+2} + \dots + Z_{MN}I'_N \end{cases} \quad A12$$

$$\begin{cases} Z_0 = Z_{(M+1)(M+1)}I'_{M+1} + Z_{(M+1)(M+2)}I'_{M+2} + \dots + Z_{(M+1)N}I'_N \\ Z_0 = Z_{(M+2)(M+1)}I'_{M+1} + Z_{(M+2)(M+2)}I'_{M+2} + \dots + Z_{(M+2)N}I'_N \\ \vdots \\ Z_0 = Z_{N(M+1)}I'_{M+1} + Z_{N(M+2)}I'_{M+2} + \dots + Z_{NN}I'_N \end{cases} \quad A13$$

$$I_0 = I'_{M+1} + I'_{M+2} + \dots + I'_N \quad A14$$

Onde I'_k é a corrente normalizada para cada cabo guarda, dada pela seguinte relação:

$$I'_k = \frac{I_k}{I_0}, \text{ para } k=M+1 \text{ até } N. \quad A14$$

O equacionamento apresentado em [31] pode ser implementado para obtenção de qualquer fase equivalente, não somente cabos guarda. Um exemplo seria redução de uma LT, que possui mais de um cabo por fase, para um sistema trifásico simples.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] CIGRE Working Group 36.02 : "Guide on the influence of high voltage AC power systems on metallic pipelines - Electromagnetic Compatibility with telecommunication circuits, low voltage networks and metallic structures", CIGRE, 1995.
- [2] J. R. Carson, "Wave propagation in overhead wires with ground return," *Bell Syst. Tech. J.*, vol. 5, p. 539–554, 1926.
- [3] B. J. Al-Gahtani, "Electromagnetic interference caused by a high voltage transmission network on buried pipeline and communication cables," Thesis, Arábia Saudita, 2009.
- [4] D. Markovic, V. Smith e S. Perera, "Evaluation of gradient control wire and insulating joints as methods of mitigating induced voltages in gas pipeline," *Australia Paper S01.5*, 2005.
- [5] G. C. Christoforidis e D. P. Labridis, "A hybrid method for calculating the inductive interference caused by faulted power lines to nearby buried pipeline," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 20, pp. 1465-1472, 2005.
- [6] F. P. Dawalibi e R. D. Southey, "Analysis of electrical interference from power lines to gas pipelines Part II: Parametric Analysis," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 5, nº 1, pp. 415-421, 1990.
- [7] H. J. Haubrich, B. A. Flechner e W. Machczyński, "A universal model for the computation of the electromagnetic interference on earth return circuits," *IEEE Trans. Power Del.*, vol. 9, nº 3, p. 1593–1599, 1994.
- [8] A. Amenati, "Four-terminal parameter formulation of solving induced voltages and currents on a pipeline system," *IET Sci. Meas. Technol.*, vol. 2, nº 2, p. 76–87, 2008.

- [9] K. J. Satsios, D. P. Labridis e P. S. Dokopoulos, “Currents and voltages induced during earth faults in a system consisting of a transmission line and a parallel pipeline,” *Eur. Trans. Electrical Power (ETEP)*, vol. 8, n^o 3, p. 193–199, 1998.
- [10] G. C. Christoforidis, P. S. Dokopoulos e K. E. Psannis, “Induced voltages and currents on gas pipelines with imperfect coatings due to faults in a nearby transmission line,” *IEEE Porto PowerTech Conf.*, p. 401–406, 2001.
- [11] A. Pieretti, “Criteria and methods for assessing interference between high-voltage power lines and parallel linear infrastructures,” Dissertação de Mestrado - Università Degli Studi di Padova, Padova, Itália., 2013.
- [12] T. Theodoulidis, “On the closed-form expression,” *Periodica Polytechnica Electrical Engineering and Computer Science*, pp. 26-29, 2015.
- [13] R. J. Pirola, “Series expansions for the electric and magnetic fields produced by a line current source,” *Radio Science*, vol. 33, n^o 1, pp. 33-38, 1998.
- [14] AS/NZS-4853, “Hazards on metallic pipelines,” Standards Australia, 2012.
- [15] CCITT, “Directives concerning the protection of telecommunication lines against harmful effects from electric power and electrified railway lines, capacitive, inductive and conductive coupling: physical theory and calculation methods,” Geneva, 1989.
- [16] G. Lucca, “Mutual impedance between an overhead and a buried line with earth-return,” *Proc. Int. Electr. Eng. 9th Int. Conf. EMC*, pp. 86-90, 1994.
- [17] A. Ametani, Y. Baba e N. Nagaoka, “An investigation of earth-return impedance between overhead and underground conductors and its approximation,” *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. 51, n^o 3, pp. 860-865, 2009.

- [18] N. Tleis, *Power Systems Modelling and Fault Analysis: Theory and Practice*, 2008.
- [19] C. Papagiannis, D. Triantafyllidis e D. Labridis, "A one-step finite element formulation for the modeling of single and double-circuit transmission lines," *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 15, nº 1, pp. 33-37, 2000.
- [20] A. G. L. Furlan, A. G. Martins Jr, P. Kuo-Peng e M. V. F. Da Luz, "Improving methods for calculating the inductive interference between power lines and nearby buried pipeline," *Rio Pipeline Conference and Exposition 2015*, 24 Setembro 2015.
- [21] SES, "www.sestech.com," Safe Engineering Services & technologies ltd. [Online].
- [22] D. Markovic, "Induced currents in gas pipelines due to nearby power lines," Dissertação de Mestrado - University of Wollongong, Wollongong, Austrália., 2005.
- [23] G. Kindermann e J. M. Campagnolo, *Aterramento Elétrico*, Florianópolis - SC, 2011.
- [24] G. C. Christoforidis, D. P. Labridis e P. S. Dokopoulos, "Inductive interference on pipelines buried in multilayer soil, due to magnetic field from nearby faulted power lines," *IEEE Transactions On Electromagnetic Compatibility (EMC)*, pp. 254-262, Maio 2005.
- [25] D. A. Tsiamitros, G. K. Papagiannis e P. S. Dokopoulos, "Homogenous earth approximation of two-layer earth structures: an equivalent resistivity approach," *IEEE Transactions On Power Delivery*, vol. 20, pp. 658-666, 2007.

- [26] A. G. L. Furlan, A. G. Martins Jr, P. Kuo-Peng e M. V. F. Da Luz, “Cálculo da interferência indutiva entre linhas de transmissão e dutos utilizando método dos elementos finitos,” *COTEQ*, Junho 2015.
- [27] EN50443, “Effects of electromagnetic interference on pipelines caused by high voltage a.c. electric traction systems and/or high voltage a.c. power supply systems,” 2011.
- [28] ITU-T-K.68, “Operator responsibilities in the management of electromagnetic interference by power systems on telecommunication systems,” 2008.
- [29] M. L. P. Filho, “Aplicação do método de imagens complexas ao cálculo de malhas de aterramento em solos com estratificação horizontal,” Dissertação de Mestrado - Universidade de São Paulo, São Paulo, Brasil., 1999.
- [30] S. E. S. & t. l. SES, “SESTLC - EMF and AC Interference,” em *Engineering How To Manuals*, 2012.
- [31] Y. Yang e F. P. Dawalibi, “An efficient method for computing the magnetic field generated by transmission lines with static wires,” *IEEE - Power System Technology*, vol. 2, pp. 871-875, 2002.
- [32] T. K. Fraiji, “Interferência eletromagnética entre linhas de transmissão e dutos, utilizando o ATP– uma análise da LT 525 kV Campos Novos – Blumenau,” Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, Brasil. , 2007.