



PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO JOÃO DEL-REI



CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA DE MINAS GERAIS

PARÂMETROS LONGITUDINAIS DE LINHAS DE TRANSMISSÃO: ANÁLISE DOS EFEITOS DO SOLO E DA FREQUÊNCIA PARA APLICAÇÃO EM ESTUDOS DE TRANSITÓRIOS ELETROMAGNÉTICOS

Aluna: Simone Maria Mendes Lúcio

Orientador: Prof. Dr. Marco Aurélio de Oliveira Schroeder

SÃO JOÃO DEL-REI, MAIO DE 2012



PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO JOÃO DEL-REI



CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA DE MINAS GERAIS

PARÂMETROS LONGITUDINAIS DE LINHAS DE TRANSMISSÃO: ANÁLISE DOS EFEITOS DO SOLO E DA FREQUÊNCIA PARA APLICAÇÃO EM ESTUDOS DE TRANSITÓRIOS ELETROMAGNÉTICOS

por

Simone Maria Mendes Lúcio

Texto da Dissertação de Mestrado submetido à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Associação Ampla entre a Universidade Federal de São João del-Rei e o Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, como requisito parcial para obtenção de título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Área de Concentração: Sistemas Elétricos

Linha de pesquisa: Eletromagnetismo Aplicado

Orientador: Prof. Dr. Marco Aurélio de Oliveira Schroeder

SÃO JOÃO DEL-REI, MAIO DE 2012



PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO JOÃO DEL-REI



CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA DE MINAS GERAIS

Simone Maria Mendes Lúcio

**PARÂMETROS LONGITUDINAIS DE LINHAS DE TRANSMISSÃO: ANÁLISE
DOS EFEITOS DO SOLO E DA FREQUÊNCIA PARA APLICAÇÃO EM ESTUDOS
DE TRANSITÓRIOS ELETROMAGNÉTICOS**

SÃO JOÃO DEL-REI, MAIO DE 2012

“Tudo posso naquele que me fortalece.” *Filipenses 4:13*

“Ainda que houvesse dia, eu sou; e ninguém há que possa fazer escapar das minhas mãos;
agindo eu, quem o impedirá?” *Isaías 43:13*

AGRADECIMENTOS

Primeiramente agradeço a Deus! Por me sustentar com vida e provisão de uma maneira maravilhosa!

Agradeço em especial ao Prof. Dr. Marco Aurélio de Oliveira Schroeder, pela sua dedicação e paciência. E por ser para mim um exemplo de profissional, uma pessoa singular, com domínio sobre os assuntos com que trabalha, alcançado com anos de dedicação.

À Rodolfo Antônio Ribeiro de Moura meus sinceros agradecimentos por compartilhar grande parte desta pesquisa e cujos esforços foram essenciais para a concretização deste trabalho.

Aos meus pais, Geraldo e Isa, que com seu amor incondicional me educaram ao longo dos anos e são meus exemplos de retidão de caráter, bondade e desprendimento. Os melhores pais do mundo!

Minhas irmãs, meu irmão, meus sobrinhos e meus cunhados, a vida não faria sentido sem o apoio e a companhia doce e agradável de cada um de vocês!

Agradeço ao meu amor Ezequias, que me acompanha desde meus primeiros contatos com o mundo da Engenharia Elétrica, hoje meu marido e grande amigo, que me apóia, encoraja, aconselha e compartilha de todos os meus momentos, sejam eles bons ou ruins.

À amiga Mariana Guimarães dos Santos que esteve sempre presente, incentivando a realização deste sonho.

Aos amigos, professores e colegas do Programa de Pós Graduação em Engenharia Elétrica da UFSJ.

À Capes pelo apoio financeiro.

SUMÁRIO

RESUMO	i
ABSTRACT	ii
LISTA DE FIGURAS	iii
LISTA DE TABELAS	vi
LISTA DE SÍMBOLOS	vii
CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO	1
1.1 – Contextualização da dissertação		1
1.2 – Relevância do tema sob investigação		3
1.3 – Objetivos geral e específicos		3
1.4 – Metodologia		4
1.5 – Organização do texto		4
1.6 – Publicações decorrentes deste trabalho		5
CAPÍTULO 2 – ESTUDO DO ESTADO DA ARTE	6
2.1 – Introdução		6
2.2 – Progresso do cálculo da impedância longitudinal de linhas de transmissão		6
2.2.1 – Impedância interna		7
2.2.2 – Impedância externa		8
2.2.3 – Impedância do solo		9
2.3 – Consideração da variação dos parâmetros do solo com a frequência		12

2.4 – Conclusão	14
CAPÍTULO 3 – PARÂMETROS DE LINHAS AÉREAS DE TRANSMISSÃO	15
3.1 – Introdução	15
3.2 – Caracterização das linhas aéreas de transmissão	15
3.2.1 – Parâmetros longitudinais	18
3.2.2 – Parâmetros transversais	21
3.2.3 – Considerações e limites de validade	23
3.3 – Cálculo da impedância longitudinal	29
3.3.1 – Impedância longitudinal interna	30
3.3.2 – Impedância longitudinal externa	31
3.3.3 – Impedância longitudinal do solo	33
3.4 – Cálculo da admitância transversal	40
3.5 – Conclusão	41
CAPÍTULO 4 – VARIAÇÃO DOS PARÂMETROS DO SOLO COM A FREQUÊNCIA.....	43
4.1 – Introdução	43
4.2 – Influência da consideração da variação da condutividade e permissividade do solo com a frequência	44
4.3 – Metodologias de cálculo da condutividade e permissividade do solo variando com a frequência	46
4.3.1 – Introdução	46
4.3.2 – Metodologia de H. S. Scott	47
4.3.3 – Metodologia de C. L. Longmire e K. S. Smith	47
4.3.4 – Metodologia de S. Visacro e C. M. Portela	48

4.3.5 – Metodologia de C. M. Portela	49
4.4 – Comparação entre metodologias adotadas para cálculo da condutividade e permissividade elétricas do solo em função da frequência	50
4.5 – Conclusão	52
CAPÍTULO 5 - RESULTADOS E ANÁLISES PARA LINHAS AÉREAS MONOFÁSICAS.....	53
5.1 – Introdução	53
5.2 – Comparação entre métodos de cálculo da impedância de retorno pelo solo	54
5.3 – Análise de sensibilidade da consideração dos parâmetros do solo variando com a frequência	61
5.4 – Análise de sensibilidade dos parâmetros de propagação da linha considerando condutividade e permissividade do solo dependentes da frequência	65
5.5 – Conclusões	69
CAPITULO 6 – RESULTADOS E ANÁLISES PARA LINHAS AÉREAS TRIFÁSICAS	71
6.1 – Introdução	71
6.2 – Comparação entre métodos de cálculo da impedância de retorno pelo solo	73
6.3 – Análise de sensibilidade da consideração dos parâmetros do solo variando com a frequência	77
6.4 – Conclusões	79
CAPITULO 7 – CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE CONTINUIDADE	81
7.1 – Síntese da Dissertação e Principais Resultados	81
7.2 – Propostas de Continuidade	83
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	85

RESUMO

Esta dissertação apresenta, discute, estabelece os limites de validade e utiliza uma modelagem eletromagnética para estabelecer a resposta de linhas de transmissão aéreas submetidas a fenômenos transitórios. O principal fenômeno de interesse corresponde às descargas atmosféricas (100 Hz a 1 MHz, que inclui os transitórios que normalmente submetem as linhas, como por exemplo, curto-circuito, operações de chaveamento e descargas atmosféricas). A modelagem divide o comportamento da linha em dois efeitos: longitudinais e transversais. O longitudinal, traduzido pela impedância longitudinal (Z_L), sofre influência significativa do solo, pois faz parte do caminho de retorno da corrente transitória. É processada de duas formas: profundidade de penetração da corrente no solo e variação dos parâmetros condutividade e permissividade elétricas do solo com a frequência. Dois outros parâmetros importantes de linhas são estudados: impedância característica (Z_C) e constante de propagação (γ). São utilizadas quatro modelagens do efeito do solo – duas via integração numérica de difícil solução e duas aproximações assintóticas com solução analítica. Nos trabalhos originais, estes autores não consideram a variação dos parâmetros do solo com a frequência. Para inclusão de tal variação, outras quatro formulações matemáticas são consideradas. Com a consideração do efeito do solo com parâmetros constantes e variáveis com a frequência, uma série de análise de sensibilidade é apresentada e interpretada. Tal análise constitui a principal contribuição deste trabalho de pesquisa. Os principais resultados podem ser resumidos da seguinte forma: i) a consideração da variação com a frequência dos parâmetros do solo exerce forte influência sobre Z_L , principalmente, na faixa superior do espectro de frequências – tais diferenças são intensificadas à medida que a resistividade do solo é maior; ii) para linhas monofásicas, as metodologias de cálculo do efeito do solo geram resultados relativamente próximos em Z_L , Z_C e γ e iii) para linhas trifásicas, as diferenças entre os resultados obtidos pelas metodologias de cálculo do efeito do solo via aproximação assintótica, quando comparados com os decorrentes de metodologias via integração numérica, atingem, no máximo, 5 %. De um modo geral, para quaisquer configurações de linhas atualmente utilizadas em sistemas de energia elétrica, as diferenças percentuais não ultrapassam este valor, justificando a utilização de métodos aproximados e de fácil implementação computacional. Este resultado está de acordo com os resultados originalmente divulgados pelos autores da metodologia e em desacordo com alguns trabalhos publicados em nível nacional. A influência da variação dos parâmetros do solo com a frequência é similar à do caso de linhas monofásicas, qual seja, maiores diferenças para solos de resistividades maiores e espectro de frequência superior.

ABSTRACT

This paper presents, discusses, limits the validity and uses an electromagnetic modeling to establish the response of overhead transmission lines subjected to transient phenomena. The main phenomenon of interest corresponds to the lightning (100 Hz to 1 MHz, including transients normally undergo lines, for example, short circuit, switching operations and lightning). The model divides the behavior of the line in two effects: longitudinal and transverse. The longitudinal, translated by longitudinal impedance (Z_L), is influenced by the soil, being part of the return path of the transient current. It is processed in two ways: current penetration depth of the soil and variation of parameters electrical conductivity and permittivity of the soil with frequency. Two other important parameters of lines are studied: the characteristic impedance (Z_C) and propagation constant (γ). Are used four modeling of the soil effect - two via numerical integration of difficult solution and two asymptotic approximations with analytical solution. In the original studies, the authors do not consider the variation of parameters of the soil with the frequency. To include this variation, four mathematical formulations are considered. In consideration of the effect of soil with constant parameters and variables with frequency, a series of sensitivity analysis is presented and interpreted. This analysis constitutes the main contribution of this research. The main results can be summarized as follows: i) consideration of the variation with frequency of the soil parameters strongly influences Z_L , mainly in the upper range of the spectrum – such differences are intensified as the resistivity of the soil is greatest; ii) for single-phase lines, the methods for calculating the effect of soil yield results relatively close of in Z_L , Z_C e γ and iii) for three-phase lines, differences between the results obtained by the methods of calculating the effect of the soil via asymptotic approach, when compared with the result of numerical integration methods, reaching a maximum of 5%. In general, for any configuration of lines currently used in electric power systems, the differences do not exceed this value, justifying the use of approximate methods and easy computational implementation. This result is consistent with the results originally published by the authors of methodology and in disagreement with some published works on the national level. The influence of variation in the parameters of the soil with the frequency is similar to the case of single-phase, for larger differences for higher resistivity soils and higher frequency spectrum.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1: Resistência e Indutância internas – por unidade de comprimento. Avaliação em escala logarítmica em função da frequência.....	7
Figura 2.2: Indutância externa – por unidade de comprimento.	9
Figura 3.1: Representação de linha aérea monofásica.....	16
Figura 3.2: Grandezas associadas à equação (3.6). Nesta equação, S corresponde à superfície aberta delimitada pelo caminho C fechado (que corresponde ao circuito fechado associado ao percurso de I_c).	20
Figura 3.3: Análise transversal da linha aérea monofásica.....	21
Figura 3.4: Representação dos parâmetros eletromagnéticos de uma linha de transmissão aérea monofásica.....	24
Figura 3.5: Parcelas de \vec{P}	27
Figura 3.6: Ilustração para cálculo de impedância externa de um condutor ideal sob solo ideal.	32
Figura 3.7: Método das imagens ideais.	33
Figura 3.8: Representação do plano complexo no método das imagens complexas. Observar que está somente representado o sistema físico equivalente, composto somente pelo ar (o efeito do solo está em p). O sistema físico real é composto pelos condutores i e k e pelo solo subjacente de condutividade finita.....	37
Figura 3.9: Representação do duplo plano complexo no método das imagens.	39
Figura 4.1: Representação do caminho de retorno de corrente no solo.....	44
Figura 4.2: Variação da condutividade do solo com a frequência para (a) $\rho=100 \Omega.m$ e (b) $\rho=10.000 \Omega.m$	50
Figura 4.3: Variação com a frequência da permissividade do solo x frequência angular para: (a) $\rho=100 \Omega.m$ e (b) $\rho=10.000 \Omega.m$	51
Figura 5.1: Resistência interna, de retorno pelo solo e total: Avaliação em escala logarítmica em função da frequência. (a) Solo da baixa resistividade – $100 \Omega.m$ e (b) solo de alta resistividade – $10.000 \Omega.m$	55
Figura 5.2: Resistência de retorno pelo solo: Comparação entre métodos de cálculo da impedância de retorno pelo solo (Carson, Nakagawa, Deri e Taku Noda). Avaliação em escala linear em função da frequência. (a) Solo da baixa resistividade – $100 \Omega.m$ e (b) solo de alta resistividade – $10.000 \Omega.m$	56
Figura 5.3: Relação entre resistências: (a) $R_{solo} / R_{interna}$ (R_{solo} inclui as curvas de todas as metodologias estudadas) e (b) $R_{interna} / R_{total}$ e R_{solo} / R_{total}	57

Figura 5.4: Indutância interna, externa (solo ideal e de retorno pelo solo calculada pelo método de Carson) e total: Avaliação em escala logarítmica em função da frequência. (a) Solo da baixa resistividade – 100 Ω .m e (b) solo de alta resistividade – 10.000 Ω .m.	58
Figura 5.5: Indutância de retorno pelo solo: Comparação entre métodos de cálculo da impedância de retorno pelo solo (Carson, Nakagawa, Deri e Taku Noda). (a) Solo da baixa resistividade – 100 Ω .m e (b) solo de alta resistividade – 10.000 Ω .m.....	60
Figura 5.6: Relação entre indutâncias para solos de baixa resistividade (100 Ω .m) e alta resistividade (10.000 Ω .m): (a) $L_{\text{solo}} / L_{\text{interna}}$ (L_{solo} inclui as curvas de todas as metodologias estudadas) e (b) $L_{\text{solo}} / L_{\text{externa}}$	60
Figura 5.7: Relação entre indutâncias: (a) $L_{\text{interna}} / L_{\text{total}}$ e (b) $L_{\text{externa}} / L_{\text{total}}$ e $L_{\text{solo}} / L_{\text{total}}$	61
Figura 5.8: Relação entre resistências do solo – R_{solo} com variação / R_{solo} constante: (a) Solo da baixa resistividade – 100 Ω .m e (b) solo de alta resistividade – 10.000 Ω .m.	62
Figura 5.9: Relação entre indutâncias do solo – L_{solo} com variação / L_{solo} constante: (a) Solo da baixa resistividade – 100 Ω .m e (b) solo de alta resistividade – 10.000 Ω .m.	63
Figura 5.10: Relação entre resistências totais – R_{total} com variação / R_{total} constante: (a) Solo da baixa resistividade – 100 Ω .m e (b) solo de alta resistividade – 10.000 Ω .m.	63
Figura 5.11: Relação entre indutâncias totais – L_{total} com variação / L_{total} constante: (a) Solo da baixa resistividade – 100 Ω .m e (b) solo de alta resistividade – 10.000 Ω .m.	64
Figura 5.12: Relação entre módulo de impedâncias totais – $ Z_{\text{total}} $ com variação / $ Z_{\text{total}} $ constante: (a) Solo da baixa resistividade – 100 Ω .m e (b) solo de alta resistividade – 10.000 Ω .m.	65
Figura 5.13: Relação entre constante de atenuação – α com variação / α constante: (a) Solo da baixa resistividade – 100 Ω .m e (b) solo de alta resistividade – 10.000 Ω .m.	66
Figura 5.14: Relação entre constante de fase – β com variação / β constante: (a) Solo da baixa resistividade – 100 Ω .m e (b) solo de alta resistividade – 10.000 Ω .m.	67
Figura 5.15: Relação entre módulo da impedância característica da linha – $ Z_c $ com variação / $ Z_c $ constante: (a) Solo da baixa resistividade – 100 Ω .m e (b) solo de alta resistividade – 10.000 Ω .m.....	68
Figura 5.16: Relação entre ângulo da impedância característica da linha – ângulo de Z_c com variação / ângulo de Z_c constante: (a) Solo da baixa resistividade – 100 Ω .m e (b) solo de alta resistividade – 10.000 Ω .m.	68
Figura 6.1: Silhueta da torre do sistema – Linha de Transmissão de 345 kV.....	71
Figura 6.2: Resistências modais em escala linear para solos de alta e baixa resistividade: (a) Modo 1 – homopolar e (b) Modo 2 – não homopolar.	73
Figura 6.3: Indutâncias modais em escala linear para solos de alta e baixa resistividade: (a) Modo 1 – homopolar e (b) Modo 2 – não homopolar.	74

Figura 6.4: Resistências Próprias – Diferenças percentuais entre cálculo feito por métodos aproximados e o cálculo via integração numérica de Carson: (a) Solo com $\rho=100 \Omega.m$ e (b) Solo com $\rho=10.000 \Omega.m$	75
Figura 6.5: Resistências Mútuas – Diferenças percentuais entre cálculo feito por métodos aproximados e o cálculo via integração numérica de Carson: (a) Solo com $\rho=100 \Omega.m$ e (b) Solo com $\rho=10.000 \Omega.m$	75
Figura 6.6: Indutâncias Próprias – Diferenças percentuais entre cálculo feito por métodos aproximados e o cálculo via integração numérica de Carson: (a) Solo com $\rho=100 \Omega.m$ e (b) Solo com $\rho=10.000 \Omega.m$	76
Figura 6.7: Indutâncias Mútuas – Diferenças percentuais entre cálculo feito por métodos aproximados e o cálculo via integração numérica de Carson: (a) Solo com $\rho=100 \Omega.m$ e (b) Solo com $\rho=10.000 \Omega.m$	76
Figura 6.8: Relação entre resistências homopolares – R_{modo1} com variação / R_{modo1} constante: (a) Solo da baixa resistividade – $100 \Omega.m$ e (b) solo de alta resistividade – $10.000 \Omega.m$	77
Figura 6.9: Relação entre resistências não homopolares – R_{modo2} com variação / R_{modo2} constante: (a) Solo da baixa resistividade – $100 \Omega.m$ e (b) solo de alta resistividade – $10.000 \Omega.m$	78
Figura 6.10: Relação entre indutâncias homopolares – L_{modo1} com variação / L_{modo1} constante: (a) Solo da baixa resistividade – $100 \Omega.m$ e (b) solo de alta resistividade – $10.000 \Omega.m$	78
Figura 6.11: Relação entre indutâncias não homopolares – L_{modo2} com variação / L_{modo2} constante: (a) Solo da baixa resistividade – $100 \Omega.m$ e (b) solo de alta resistividade – $10.000 \Omega.m$	79

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1: Fórmulas de cálculo da impedância do solo abordadas neste trabalho.	11
Tabela 5.1: Resistências internas, do solo e total: Comparação entre solos de baixa resistividade (100 Ω .m) e alta resistividade (10.000 Ω .m).....	56
Tabela 5.2: Indutâncias internas, do solo e total: Comparação entre solos de baixa resistividade (100 Ω .m) e alta resistividade (10.000 Ω .m).....	59
Tabela 6.1: Linha de Transmissão trifásica circuito simples de 345 kV.	72

LISTA DE SÍMBOLOS

σ	Condutividade elétrica [S/m]
σ_c	Condutividade elétrica do condutor [S/m]
σ_{ar}	Condutividade elétrica do ar [S/m]
σ_s	Condutividade elétrica do solo [S/m]
ϵ	Permissividade elétrica [F/m]
ϵ_c	Permissividade elétrica do condutor [F/m]
ϵ_0	Permissividade elétrica do vácuo [F/m]
ϵ_s	Permissividade elétrica do solo [F/m]
μ	Permeabilidade magnética [H/m]
μ_c	Permeabilidade magnética do condutor [H/m]
μ_0	Permeabilidade magnética do vácuo [H/m]
ρ	Resistividade elétrica [$\Omega \cdot m$]
γ	Constante de propagação [1/m]
α	Constante de atenuação [néper/m]
β	Constante de fase [radianos/m]
\vec{B}	Campo vetorial densidade de fluxo magnético [Wb/m ²] ou [T]
\vec{B}_L	Campo vetorial densidade de fluxo magnético associado à corrente longitudinal [Wb/m ²] ou [T]
C	Capacitância [F/m]
\vec{D}	Campo vetorial densidade de fluxo elétrico [C/m ²]
\vec{E}	Campo vetorial intensidade de campo elétrico [V/m]
\vec{E}_L	Campo vetorial intensidade de campo elétrico longitudinal [V/m]
\vec{E}_T	Campo vetorial intensidade de campo elétrico transversal [V/m]
G	Condutância [S/m]

\vec{H}	Campo vetorial intensidade de campo magnético [H/m]
\vec{H}_L	Campo vetorial intensidade de campo magnético associado à corrente longitudinal [H/m]
\vec{H}_{int}	Campo vetorial intensidade de campo magnético interno [H/m]
\vec{H}_{ext}	Campo vetorial intensidade de campo magnético externo [H/m]
I_c	Corrente de condução [A]
I_{cL}	Corrente de condução longitudinal [A]
I_{cT}	Corrente de condução transversal [A]
I_{cs}	Corrente de condução no solo [A]
I_d	Corrente de deslocamento [A]
I_{dL}	Corrente de deslocamento longitudinal [A]
I_{dT}	Corrente de deslocamento transversal [A]
I_{ds}	Corrente de deslocamento no solo [A]
\vec{j}	Campo vetorial densidade de corrente [A/m ²]
\vec{j}_c	Campo vetorial densidade de corrente de condução [A/m ²]
\vec{j}_{cL}	Campo vetorial densidade de corrente de condução longitudinal [A/m ²]
\vec{j}_{cT}	Campo vetorial densidade de corrente de condução transversal [A/m ²]
\vec{j}_d	Campo vetorial densidade de corrente de deslocamento [A/m ²]
\vec{j}_{dL}	Campo vetorial densidade de corrente de deslocamento longitudinal [A/m ²]
\vec{j}_{dT}	Campo vetorial densidade de corrente de deslocamento transversal [A/m ²]
L	Indutância [H/m]
L_{int}	Indutância interna [H/m]
L_{ext}	Indutância externa [H/m]
L_{solo}	Indutância do solo [H/m]

ρ	Profundidade complexa [m]
\vec{P}	Vetor de Poynting [W/m ²]
\vec{P}_P	Parcela vetor de Poynting associada às perdas longitudinais [W/m ²]
\vec{P}_{ET}	Parcela vetor de Poynting associada à potência/energia transmitida [W/m ²]
Q_{enc}	Carga elétrica encerrada [C]
R	Resistência elétrica [Ω/m]
R_{int}	Resistência elétrica interna [Ω/m]
R_{solo}	Resistência elétrica do solo [Ω/m]
Y	Admitância [1/Ω.m]
Y_T	Admitância transversal [1/Ω.m]
Z	Impedância [Ω/m]
Z_L	Impedância longitudinal [Ω/m]
Z_T	Impedância transversal [Ω/m]

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

1.1 – Contextualização da dissertação

O planejamento de um sistema elétrico de potência requer a execução de uma série de estudos – como análise de curto-circuito, fluxo de carga, análise de estabilidade e análise de transitórios eletromagnéticos decorrentes, por exemplo, de descargas atmosféricas, manobras e chaveamentos. Neste contexto, para a operação confiável de um sistema de potência é muito importante compreender os fenômenos transitórios que podem ocorrer e, assim, projetar o sistema de modo que tais fenômenos não levem a falhas nos equipamentos ou, mesmo, a *blackouts*, [1] – [8].

Uma classe de fenômenos transitórios diz respeito a transitórios rápidos do tipo “eletromagnético”, em que elementos concentrados são descritos por equações diferenciais ordinárias e linhas de transmissão com parâmetros distribuídos são descritas por equações diferenciais parciais. Os transitórios podem ser muito rápidos, na faixa de nano a microssegundos e na faixa de frequência de 100 Hz a 1 MHz – como em operações de desligamento em subestações isoladas a gás e descargas atmosféricas –, ou podem ser mais lentos, na faixa de milissegundos a segundos – como no caso de sobretensões de manobra em linhas de transmissão. A causa do distúrbio pode ser externa – como no caso de descargas atmosféricas – ou pode ser interna – como no caso de operações de chaveamento. O propósito de tais estudos é o de certificar-se de que não haja falha de isolamento em nenhum evento¹, seja ela de origem externa ou interna, por meio da correta coordenação de isolamento entre os equipamentos e dispositivos de proteção, [9].

Um aspecto essencial no estudo e simulação de transitórios eletromagnéticos em linhas de transmissão é a modelagem adequada dos parâmetros da linha e do solo. Exceto para valores elevados de campo elétrico, que causam significativa ionização do meio, o comportamento eletromagnético do solo é essencialmente linear, mas com significativa dependência da condutividade elétrica (σ) e permissividade elétrica (ϵ) em relação à frequência [10] – [15]. A permeabilidade magnética (μ) é, em geral, praticamente igual à permeabilidade magnética do vácuo (μ_0), [10] – [15].

As considerações feitas pela maior parte dos procedimentos e metodologias de cálculo não estima a variação da condutividade e da permissividade do solo com a

¹ Ou que a probabilidade assumida de uma falha seja, em termos práticos, reduzida.

frequência [16]. Tais considerações não condizem com a realidade e podem originar um modelo impróprio do solo para as mais diversas aplicações, principalmente para fenômenos transitórios (rápidos e altas frequências), como no caso de ocorrência de descargas atmosféricas, [16].

Em [10], [11], [17] e [18] os autores apresentam metodologias, baseadas em processos de medição, para o cálculo da condutividade (σ) e da permissividade (ϵ) do solo variando com a frequência. Em [15] é realizada uma análise do comportamento transitório de eletrodos de aterramento utilizando estas metodologias, por meio de análises de sensibilidade dos parâmetros, dentro de uma determinada faixa de frequência. É analisado separadamente o comportamento de σ e ϵ sob a variação da frequência. Outros tipos de análise destes parâmetros variando com a frequência são apresentados [19] – [27].

Diante do exposto, este trabalho busca a análise dos métodos de cálculo dos parâmetros longitudinais das linhas de transmissão, levando em consideração o efeito do solo variando com a frequência em regime transitório, dentro de espectro de frequência de 100 Hz a 1 MHz².

Nesta dissertação, deve ficar claro que:

- i) Efeito do solo \Rightarrow entendido como a contribuição do solo no caminho de retorno de corrente (realizado pelo solo), em uma linha de transmissão, na ocorrência de um transitório eletromagnético;
- ii) Transitório Eletromagnético \Rightarrow entendido como àquele associado à interação direta de descargas atmosféricas com linhas de transmissão (daí o espectro de frequência supracitado);
- iii) Variação com a Frequência \Rightarrow entendida como o comportamento dos parâmetros elétricos do solo (condutividade e permissividade elétricas) dependente do espectro de frequência que caracteriza o sinal eletromagnético que solicita uma linha de transmissão.

A principal contribuição desta dissertação refere-se à consideração de diversas metodologias, existentes na literatura técnica especializada, referentes à inclusão do efeito do solo e da variação com a frequência nos cálculos dos parâmetros longitudinais de linhas de transmissão aéreas, com uma série de análises de sensibilidade. Como é mostrado ao longo do texto, a literatura carece de uma comparação entre os resultados gerados por estas diversas metodologias.

² É oportuno frisar que este espectro de frequência abrange as frequências típicas dos principais fenômenos transitórios que solicitam as linhas de transmissão, como por exemplo: curto-circuito (baixas frequências); operação de chaveamento/manobra (frequências intermediárias); descargas atmosféricas (altas frequências).

1.2 – Relevância do tema sob investigação

O tema sob investigação é de grande interesse para as concessionárias de energia elétrica e grandes consumidores, que são os maiores beneficiados com o aumento da confiabilidade do sistema elétrico de potência.

Os fatores descritos anteriormente justificam a relevância e importância do tema desse trabalho, que busca contribuir tecnicamente para o desenvolvimento de práticas adequadas de proteção do sistema elétrico contra efeitos danosos das descargas atmosféricas, e outros fenômenos transitórios.

1.3 – Objetivos geral e específicos

Esse trabalho tem como objetivo geral a avaliação dos parâmetros longitudinais de linhas de transmissão considerando os parâmetros do solo variando com a frequência, em regime transitório.

A fim de alcançar o objetivo geral estabeleceram-se os seguintes objetivos específicos:

- (i) Modelagem eletromagnética/computacional das metodologias de cálculo da impedância longitudinal da linha de transmissão aérea monofásica e trifásica via integração numérica das expressões de Carson [28] – [30];
- (ii) Modelagem eletromagnética/computacional das metodologias de cálculo da impedância longitudinal da linha de transmissão aérea monofásica e trifásica por métodos aproximados [31] e [32];
- (iii) Modelagem eletromagnética/computacional das metodologias de cálculo da condutividade e permissividade do solo variando com a frequência [10], [11], [17] e [18];
- (iv) Avaliação da consideração da condutividade e permissividade do solo variando com a frequência no cálculo dos parâmetros longitudinais da linha de transmissão;
- (v) Comparação entre o comportamento dos parâmetros longitudinais com o efeito solo variando com a frequência e o efeito solo constante³.

³ “Efeito solo constante” significa o efeito do solo com a desconsideração de seus parâmetros elétricos variáveis com a frequência.

1.4 – Metodologia

A metodologia adotada neste trabalho de pesquisa inclui os seguintes estudos e realizações:

- Revisão Bibliográfica - Estudo do Estado da Arte;
- Caracterização do comportamento eletromagnético do solo, com os parâmetros variando com a frequência, em regime transitório.
- Desenvolvimento de programas para: (i) cálculo da impedância longitudinal via integração numérica das expressões de Carson; (ii) cálculo da impedância longitudinal por métodos aproximados; (iii) implementação do cálculo da condutividade e permissividade do solo constantes e variando com a frequência no cálculo dos parâmetros longitudinais da linha de transmissão.

1.5 – Organização do texto

O presente texto está organizado em sete capítulos, incluindo este capítulo introdutório.

No capítulo 2, é apresentado o estudo do estado da arte. São revisados os principais trabalhos relacionados a esta pesquisa, destacando-se pontos relevantes que contribuem para o melhor entendimento dos estudos realizados.

No capítulo 3, faz-se um estudo de linhas aéreas de transmissão, descrevendo as principais características de linhas e seus parâmetros eletromagnéticos. São mencionados e descritos os métodos de cálculo de cada parcela dos parâmetros da linha.

No capítulo 4, faz-se uma descrição sobre a consideração dos parâmetros elétricos do solo variando com a frequência. São relacionadas as principais metodologias de cálculo, oriundas de medição, descrevendo as expressões utilizadas por cada uma delas.

No capítulo 5, são apresentados os resultados encontrados e as análises de sensibilidade para o caso de linhas de transmissão aéreas monofásicas. Os resultados são decorrentes de simulações computacionais. São avaliados os métodos de cálculo da impedância longitudinal. Na sequência, avalia-se a influência da consideração dos parâmetros do solo variando com a frequência no cálculo da impedância longitudinal e nos parâmetros de propagação da linha (impedância característica e constante de propagação).

No capítulo 6, são apresentados os resultados e respectivas análises de sensibilidade realizadas para configuração de linha trifásica, uma vez que os métodos de cálculo da impedância do solo sofrem influência da configuração geométrica da linha.

Finalmente, no capítulo 7, são apresentadas algumas conclusões gerais provenientes do estudo em questão e propostas de trabalhos futuros.

1.6 – Publicações decorrentes deste trabalho

As seguintes publicações têm origem neste trabalho de dissertação:

- **Lúcio, S. M. M.;** Moura, R. A. R.; Schroeder, M.A.O. Inclusion of Variation of Effect of Soil with the frequency in the Evaluation of Damage Caused by Lightning Overvoltage in Transmission Lines. In: XIV International Conference on Atmospheric Electricity, 2011, Riio de Janeiro. XIV ICAE 2011, 2011.
 - **Lúcio, S. M. M.;** Moura, R. A. R.; Schroeder, M.A.O. Effect of variation of soil conductivity and permittivity with the frequency in longitudinal parameters of Single-Phase TL`s. In: XI Seminário Internacional de Proteção Contra Descargas Atmosféricas, 2011, Fortaleza. XI SIPDA, 2011.
 - **Lúcio, S. M. M.;** Moura, R. A. R.; Schroeder, M.A.O. Propagação de Surtos Atmosféricas em Linhas de Transmissão: Ênfase no Efeito da Variação dos Parâmetros do Solo com a Frequência. In: XXI Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, 2011, Florianópolis. XXI SNTPEE, 2011.
 - **Lúcio, S. M. M.;** Moura, R. A. R.; Schroeder, M.A.O. Estudo Comparativo entre Metodologias de Cálculo dos Parâmetros Elétricos do Solo Variando com a Frequência. In: Encontro Regional de Matemática Aplicada e Computacional, 2010, São João del-Rei. Anais do ERMAC 2010, 2010.
-

CAPÍTULO 2 – ESTUDO DO ESTADO DA ARTE

2.1 – Introdução

O presente capítulo pretende realizar uma avaliação sistemática da evolução histórica dos estudos do comportamento das linhas aéreas de transmissão frente a fenômenos rapidamente variáveis no tempo, como os transitórios eletromagnéticos. O foco desta avaliação está na modelagem utilizada para representar, de forma mais real e precisa possível, os parâmetros elétricos longitudinais que caracterizam uma linha de transmissão, a saber, resistência e indutância, todas por unidade de comprimento.

Primeiramente, na seção 2.2, faz-se uma retrospectiva dos principais trabalhos que iniciaram e deram continuidade aos estudos sobre o problema da propagação de campos ao longo de uma linha de transmissão composta por um único condutor acima do solo.

A busca por modelos eletromagnéticos mais fidedignos evolui com os avanços relatados na seção anterior, pois passa a considerar a influência do solo subjacente nos parâmetros elétricos da linha. Porém, trabalhos mais recentes colaboram ainda mais com o aprimoramento dos modelos em questão, acrescentando a consideração da variação dos parâmetros elétricos do solo com a frequência, como é tratado na seção 2.3.

Finalmente, na seção 2.4, são apresentadas algumas conclusões provenientes do estudo em questão.

2.2 – Progresso do cálculo da impedância longitudinal de linhas de transmissão

Como está descrito no Capítulo 3 deste trabalho, para fins de cálculo, a impedância longitudinal pode ser dividida em três componentes: impedância interna (Z_{int}), impedância externa (Z_{ext}) e impedância devido ao retorno da corrente através do solo (Z_{solo}).

O estudo da evolução do cálculo de cada uma das parcelas da impedância longitudinal da linha está distribuído nas subseções a seguir.

2.2.1 – Impedância interna

Inicialmente, os parâmetros elétricos da linha de transmissão eram considerados constantes, sendo até conhecidos como “constantes elétricas da linha” [33]. Porém, em qualquer condutor percorrido por uma corrente variável no tempo, o campo magnético em torno do eixo do condutor produz variações na densidade de corrente. Com o incremento da frequência do sinal, ocorre que a corrente tende a fluir mais densamente próximo à superfície do condutor, cada vez mais distante do eixo do mesmo, por isso o nome de efeito pelicular ou *skin*. Este efeito é mais pronunciado quando a frequência torna-se elevada, ou quando a seção do condutor torna-se grande.

A formulação matemática da impedância interna do condutor em função da frequência é conhecida desde 1918, por meio do trabalho de H. B. Dwight [49], e é obtida pelo quociente entre o campo elétrico longitudinal na superfície do condutor e a corrente na mesma, dependendo essencialmente dos parâmetros elétricos dos condutores (σ_c e μ_c) e das características físicas (raios interno e externo).

A Figura 2.1 ilustra o comportamento da impedância interna do condutor em função da frequência (0 – 2 MHz) devido ao efeito pelicular. Como é possível verificar, a resistência interna do condutor aumenta, ao passo que a indutância diminui com o incremento da frequência, devido à diminuição da área efetiva de condução. A configuração simulada consiste em um modelo de linha de transmissão monofásica rural da CEMIG (Companhia Energética de Minas Gerais), com retorno pela terra, nível de tensão de 19,92 kV da fase para terra (vãos típicos de 150 m). O cabo fase é do tipo CAA *Quail*, altura total de 14 m e raio externo de 5,05 mm.

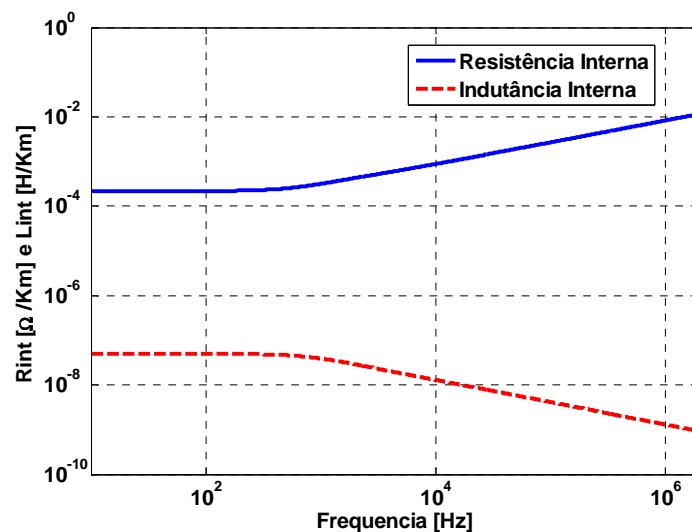


Figura 2.1: Resistência e Indutância internas – por unidade de comprimento. Avaliação em escala logarítmica em função da frequência.

Reconhece-se, atualmente, que a utilização de parâmetros constantes para representar a linha em toda a faixa de frequências, nas quais estão presentes os fenômenos de natureza transitória, pode resultar em respostas em que os componentes harmônicos de alta frequência possuam amplitudes maiores do que são na realidade [60]. Os modelos com parâmetros variáveis em relação à frequência são considerados mais precisos quando comparados aos modelos que consideram os parâmetros constantes, [33], [49], [60], [66], [67] e [68].

2.2.2 – Impedância externa

Os problemas associados com a transmissão de energia ao longo de condutores paralelos tem sido um desafio para os físicos e engenheiros há mais de cem anos. As equações fundamentais para uma linha com parâmetros distribuídos foram desenvolvidas em 1854 [68]. Essas equações ainda servem como base para o cálculo dos parâmetros elétricos da linha aérea de transmissão quando da consideração de uma simplificação: solo subjacente à linha como condutor elétrico perfeito [69].

A impedância longitudinal externa é obtida na região que compreende o ar, no espaço compreendido entre o condutor e o solo. Como está detalhado no Capítulo 3 deste trabalho, o cálculo desta parcela da impedância utiliza o método das imagens para obter o fluxo magnético resultante entre o condutor e o solo, sobrepondo os fluxos devido ao condutor e a sua imagem. O solo é assumido como ideal, ou seja, com condutividade infinita; logo, considera-se que as correntes de retorno são conduzidas apenas na superfície do solo.

Pelo fato da impedância externa ser um valor puramente imaginário, ela só contribui para a parte reativa da impedância total da linha. Além disso, a reatância associada à impedância externa é um valor que não depende da frequência, função apenas da geometria da linha. Por exemplo, para a mesma configuração de linha monofásica utilizada na subseção anterior (altura da linha igual a 14 m e raio externo de 5,05 mm), o valor da indutância externa é igual a 1,72 $\mu\text{H}/\text{km}$.

A Figura 2.2 apresenta os valores de indutância externa para linhas de três alturas distintas (5, 14 e 30 metros), mostrando que, como o esperado, linhas mais altas apresentam maiores valores de indutância externa. Isto ocorre devido à área de integração utilizada no cálculo do fluxo magnético resultante também ser maior.

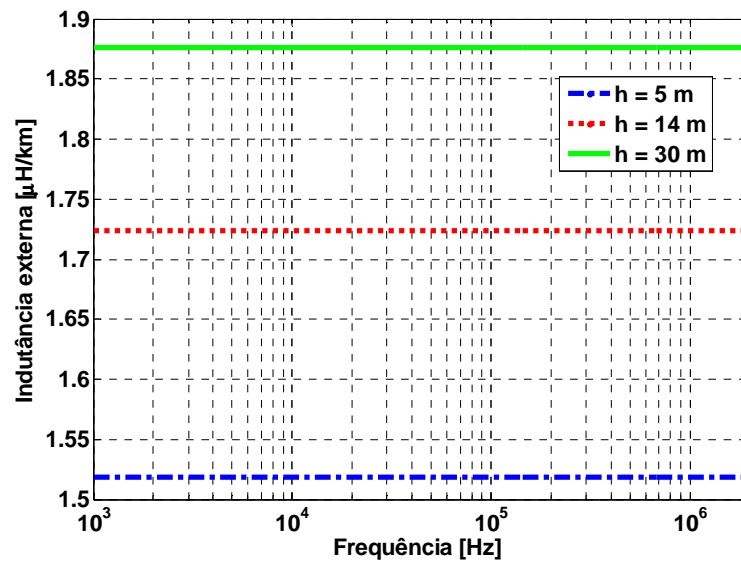


Figura 2.2: Indutância externa – por unidade de comprimento.

2.2.3 – Impedância do solo

O solo real não possui condutividade infinita. A existência de correntes de condução e deslocamento em um solo (com perdas) afeta o fluxo magnético resultante, promovendo, na realidade, uma impedância externa mais completa: uma parcela considerando-se o solo ideal e mais uma devido à propagação de correntes no solo.

A contribuição do efeito do solo na impedância longitudinal é um valor complexo, possuindo partes real e imaginária. Por isso, contribui para o incremento da parcela resistiva e indutiva da impedância longitudinal total. A parcela resistiva do solo é predominante no valor total da resistência da linha para frequências acima de 100 Hz [19], [70] – [74].

Portanto, a desconsideração deste efeito, principalmente no estudo de transitórios (frequências elevadas), gera resultados imprecisos, não condizentes com a realidade. Um exemplo do emprego desta consideração pode ser verificado em trabalhos como [75] e [76], onde tensões induzidas por descargas atmosféricas são calculadas considerando o solo ideal e com perdas. Ambos os resultados são também comparados com medições reais e, como o esperado, os resultados provenientes da consideração do solo com perdas se aproximam mais dos valores das medições, [75] e [76].

Na prática, ao contrário do que ocorre em um solo perfeitamente condutor, as correntes de retorno penetram abaixo da superfície do solo resistivo. Isto impede que o efeito das correntes de retorno seja substituído por um condutor imagem ideal, como no

cálculo tradicional da impedância externa da linha. Assim, o estudo da propagação de ondas eletromagnéticas em uma linha acima de um solo com perdas torna-se bastante difícil [69].

O cálculo da impedância do solo, para linhas paralelas horizontais sobre solo com perdas, foi derivada satisfatoriamente pela primeira vez em 1926 por J. R. Carson [28] e F. Pollaczek [57]. Estes trabalhos foram elaborados de forma independente. Mas, as fórmulas obtidas por Pollaczek aplicam-se em linhas de transmissão subterrâneas, o que foge ao escopo deste trabalho.

As expressões de Carson para o cálculo da impedância externa total (externa mais a do solo) foram obtidas por integração numérica das funções de onda de um condutor infinitamente longo acima do solo, resultando em uma integral com intervalo semi-infinito e com argumentos complexos:

$$Z_{\text{ext}} + Z_{\text{solo-C}} = \frac{j\omega\mu}{2\pi} \left[\ln\left(\frac{D_{i,k}}{d_{i,k}}\right) + 2 \int_0^{\infty} \frac{e^{[-(h_i+h_k)\xi]}}{\xi + \sqrt{\xi^2 + \gamma_{\text{solo}}^2}} \cos(d_{i,k}\xi) d\xi \right] \quad (2.1)$$

Para deduzir as suas expressões, Carson fez algumas suposições e/ou aproximações, a saber:

- 1) A permeabilidade relativa do solo é igual a 1, ou seja, $\mu_{\text{solo}} = \mu_0$;
- 2) A onda se propaga na linha na velocidade da luz e sem atenuação;
- 3) Suposição de frequências na faixa de baixa a intermediária, desconsiderando as correntes de deslocamento no solo.

Devido a estas suposições e à complexidade em se obter resultados numéricos mediante as integrais de Carson, durante as últimas décadas, a busca por soluções mais simples e com menor grau de aproximação para a impedância de retorno pelo solo motivou uma série de pesquisas subsequentes. As principais são as seguintes: [29], [31] – [33], [50], [58], [59], [77] – [80].

Em 1934, W. H. Wise, [50], resolveu a suposição da faixa de frequências (baixa - intermediária) com a inclusão da permissividade do solo nas formulações de Carson. M. Nakagawa em seus trabalhos publicados em 1981, [29] e [30], apresentou as fórmulas baseadas nas equações de Wise sem a restrição da permeabilidade do solo igual à do vácuo, podendo agora assumir qualquer valor e eliminando assim, a maioria das hipóteses simplificativas.

Métodos aproximados de cálculo, utilizando aproximação logarítmica simples para o termo integral da fórmula de Carson, foram estudados por diferentes pesquisadores, [32] e [79]. Na sequência destas pesquisas, outros trabalhos apresentaram uma aproximação logarítmica dupla, buscando melhorar a precisão dos resultados, [32], [59], [80].

Dentre os trabalhos que buscaram métodos aproximados de cálculo da impedância do solo, ao invés de utilizar integrais infinitas, destacam-se, por suas maiores aceitações e utilizações, os trabalhos de A. Deri em 1981, [31], e T. Noda em 2006, [32]. O trabalho de Deri se destaca pela simplicidade da fórmula proposta, bem como pela proximidade com os resultados obtidos pelas integrais infinitas de Carson. Já o trabalho de T. Noda é um aprimoramento da aproximação logarítmica dupla proposta por Pizarro e Eriksson em 1991, [80], onde a precisão das fórmulas é reforçada utilizando uma técnica de otimização avançada na determinação de coeficientes da expressão e, também, é adicionada uma variável suplementar, [32].

Neste contexto, uma análise de sensibilidade dos métodos de cálculo da impedância do solo buscando possíveis diferenças entre eles torna-se substancial nesta pesquisa. São avaliadas as fórmulas baseadas em integração numérica de Carson [28] e Nakagawa [29] e dois métodos aproximados, de Deri [31] e Noda [32]. A Tabela 2.1 resume as fórmulas de cálculo da impedância do solo, cujos resultados são analisadas nos Capítulos 5 e 6 deste trabalho.

Tabela 2.1: Fórmulas de cálculo da impedância do solo abordadas neste trabalho.

Tipo de Fórmulas	Autor	Diferenças entre os métodos
Integrais Infinitas	J. R. Carson, [28]	Carson considera a propagação inicial instantânea no condutor, enquanto que Nakagawa a propagação inicial é igual à do vácuo.
	M. Nakagawa, [29]	
Métodos Aproximados	A. Deri, [31]	Deri utiliza aproximação logarítmica simples e Noda logarítmica dupla.
	T. Noda, [32]	

Com exceção da formulação apresentada por Nakagawa, as demais formulações estudadas (Carson, Deri e Noda) contemplam em suas equações originais o coeficiente de propagação no solo ($\gamma_{\text{solo}} = \sqrt{j\omega\mu\sigma_{\text{solo}}}$) sem a inclusão da parcela $\omega\epsilon_{\text{solo}}$, ou seja, as correntes de deslocamento não foram consideradas. Em altas frequências essa consideração não é válida, pois a parcela $\omega\epsilon_{\text{solo}}$ atinge a mesma ordem de grandeza da condutividade (σ_{solo}), influenciando significativamente as análises de sensibilidade deste trabalho, que abrangem os transitórios eletromagnéticos até 1 MHz, [71] – [74].

Respeitando as condições de aplicabilidade e limitações, as fórmulas que consideram $\omega\epsilon_{\text{solo}} = 0$ podem ser utilizadas, substituindo-se σ_{solo} por $\sigma_{\text{solo}} + j\omega\epsilon_{\text{solo}}$. A

justificativa vem do fato de que a parcela $\sigma_{\text{solo}} + j\omega\epsilon_{\text{solo}}$ surge naturalmente da aplicação das equações de Maxwell, no domínio da frequência, em formulação complexa fasorial, e está relacionada às correntes de condução e de deslocamento definidas pela lei de Àmpere, [20], [21], [77], [78], [81], como pode ser verificado pela equação (2.2) na sua forma diferencial e nos domínios do tempo e fasorial (o subscrito “S” indica grandeza fasorial).

$$\vec{\nabla} \times \vec{H} = \sigma \vec{E} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} \Leftrightarrow \vec{\nabla} \times \vec{H}_s = (\sigma + j\omega\epsilon) \vec{E}_s \quad (2.2)$$

As diferenças assintóticas entre os métodos aproximados e as integrações numéricas estão condicionadas às simplificações e aproximações de cada método em particular e são observadas nos Capítulos 5 e 6 deste trabalho, para linhas aéreas monofásicas e trifásicas, respectivamente.

2.3 – Consideração da variação dos parâmetros do solo com a frequência

A precisão dos resultados obtidos em análises dos parâmetros de linha aérea de transmissão, em regime transitório, é fortemente dependente das suposições relacionadas aos parâmetros do solo subjacente à linha analisada, [71] – [74]. Em particular, a dependência com a frequência da resistividade (inverso da condutividade) e permissividade do solo pode afetar fortemente a resposta transitória de parâmetros da linha, [22].

Na maioria dos casos, a permeabilidade magnética do solo possui valor similar à permeabilidade do vácuo. Contudo, baseado em resultados experimentais, é sabido que a resistividade e permissividade do solo são significativamente dependentes da frequência [10] – [15], [17], [18], [22], [23]. Apesar de tais experimentos, essa dependência com a frequência não é incluída de forma sistemática em estudos de parâmetros de linhas de transmissão. Exceção deve ser feita em relação aos seguintes trabalhos: [20], [21], [35], [66], [67] e [82]. Nos trabalhos que não consideram tal variação, a resistividade do solo é assumida como os valores medidos com instrumentos convencionais de medição, que empregam sinais de baixa frequência, e a permissividade relativa do solo é assumida variando de 1 a 81, de acordo com a umidade do solo [23].

Em uma abordagem simplificada macroscópica, os fundamentos da dependência com a frequência dos parâmetros do solo podem ser explicados pelas principais equações que regem o eletromagnetismo, as equações de Maxwell, em que a condutividade σ e a permissividade ϵ expressam uma relação linear das densidades de corrente de condução e

de deslocamento, com o campo elétrico e a derivada no tempo do campo elétrico, respectivamente, equação (2.3).

$$\vec{\nabla} \times \vec{H} = \dot{J}_c + \dot{J}_d = \sigma \vec{E} + \frac{\partial(\epsilon \vec{E})}{\partial t} \quad (2.3)$$

No domínio da frequência, a densidade de corrente total evolui para a equação (2.4).

$$\vec{J}_{c_s} + j\omega \vec{J}_{d_s} = \sigma \vec{E}_s + j\omega \epsilon \vec{E}_s \quad (2.4)$$

Em uma interpretação física, a condutividade do material está associada com as perdas por aquecimento devido ao campo elétrico aplicado, e a permissividade é associada à polarização responsável por acumular energia na forma de campo elétrico. Enquanto a condutividade é um número real, a permissividade é um número complexo, como indicado na equação (2.5), [14].

$$\epsilon = \epsilon_{\text{real}} - j\epsilon_{\text{imag}} \quad (2.5)$$

O componente real da permissividade fornece uma medida da polarização pura do material, enquanto que o componente imaginário fornece uma medida das perdas que ocorrem durante o processo de polarização, [14].

Em geral, diferentes processos contribuem para polarizar um material. Em baixa frequência, todos são capazes de contribuir para essa polarização, enquanto o campo elétrico alterna lentamente. No entanto, à medida que a frequência aumenta, o processo de polarização apresenta um elevado momento de inércia, não sendo capaz de seguir a variação do campo, diminuindo a taxa de polarização, ou seja, diminuindo o valor de ϵ_{real} . O fenômeno de diminuição da polarização, proporcional ao incremento da frequência, resulta em perdas significativas de energia, aumentando assim a parcela imaginária da permissividade, ϵ_{imag} , [14].

Em materiais não homogêneos como o solo, este comportamento é bastante pronunciado em altas frequências, ocasionando um decaimento contínuo de ϵ_{real} e valores significativos de ϵ_{imag} , o que por sua vez, aumenta a condutividade efetiva do solo, como pode ser observado na equação (2.6).

$$\begin{aligned} \vec{\nabla} \times \vec{H}_s &= \sigma_0 \vec{E}_s + j\omega(\epsilon_{\text{real}} - j\epsilon_{\text{imag}}) \vec{E}_s \\ \vec{\nabla} \times \vec{H}_s &= (\sigma_0 + \omega\epsilon_{\text{imag}}) \vec{E}_s + j\omega\epsilon_{\text{real}} \vec{E}_s \\ \vec{\nabla} \times \vec{H}_s &= \sigma_e \vec{E}_s + j\omega\epsilon_{\text{real}} \vec{E}_s \end{aligned} \quad (2.6)$$

Em resumo, a condutividade efetiva σ_e do solo é a soma da condutividade medida em baixa frequência com o componente imaginário da permissividade $\omega\epsilon_{\text{imag}}$, associada às

perdas na polarização, que aumenta com a frequência. Por outro lado, a parte real da permissividade decai continuamente, [14].

Esta análise física da variação dos parâmetros do solo com a frequência é que determina a possibilidade de existir uma forte influência desta consideração no cálculo dos parâmetros elétricos associados a uma linha de transmissão, em estudos do comportamento transitório de aterramentos elétricos e a propagação de ondas eletromagnéticas no solo etc. Estas aplicações motivaram diversos pesquisadores a buscar fórmulas matemáticas que expressem este comportamento do solo em função da frequência [10], [11], [17], [18], [22], [34], [64] e [65].

Neste trabalho, são avaliadas quatro metodologias distintas no cálculo da permissividade e condutividade do solo variando com a frequência – são elas:

- ✓ H. S. Scott – 1967, [17];
- ✓ C. L. Longmire – 1975, [18];
- ✓ S. Visacro e C. Portela – 1987, [10];
- ✓ C. Portela – 1999, [11];

Estas metodologias foram selecionadas por abrangerem o espectro de frequência analisado neste trabalho (100 Hz a 1 MHz), característico de transitórios eletromagnéticos que abrange desde curtos-circuitos até descargas atmosféricas.

2.4 – Conclusão

Este capítulo apresenta uma revisão bibliográfica dos métodos de cálculo da impedância longitudinal de linhas de transmissão, seguindo a linha de pesquisa na busca por modelos que representem de forma mais precisa a dinâmica de propagação de ondas eletromagnéticas nas mesmas.

São feitas considerações sobre as diferentes metodologias de cálculo da impedância longitudinal que incluem o efeito do solo, bem como a consideração da variação dos parâmetros elétricos deste com a frequência.

Os Capítulos 5 e 6 apresentam os resultados e análises oriundas desta dissertação de mestrado, com o intuito de colaborar com o progresso dos estudos de cálculo dos parâmetros longitudinais de linhas de transmissão.

CAPÍTULO 3 – PARÂMETROS DE LINHAS AÉREAS DE TRANSMISSÃO

3.1 – Introdução

A análise do comportamento das linhas de transmissão, seja em regime permanente ou transitório, depende da determinação de um modelo apropriado. Para tanto, é necessário determinar os parâmetros eletromagnéticos da mesma, que por sua vez dependem da configuração geométrica da linha, do meio onde estão inseridas e dos efeitos dos campos elétrico e magnético associados à corrente elétrica nos condutores (de condução) e no ar (de deslocamento).

Em uma modelagem, os parâmetros eletromagnéticos de uma linha de transmissão aérea são considerados uniformemente distribuídos ao longo da linha, e podem ser separados em parâmetros longitudinais e transversais, todos por unidade de comprimento.

3.2 – Caracterização das linhas aéreas de transmissão

Utilizando as equações de Maxwell, que regem as leis do eletromagnetismo, é possível identificar quais são os parâmetros eletromagnéticos que representam uma linha aérea de transmissão.

Seja a Figura 3.1 a representação de uma linha aérea monofásica (comprimento l , raio r e área de seção transversal S). Supõe-se que os meios (condutor, ar e solo) são lineares, isotrópicos e homogêneos, o que significa dizer que suas propriedades eletromagnéticas (permissividade ϵ , permeabilidade μ e condutividade σ) são independentes da intensidade, da orientação (direção e sentido) e da posição do campo aplicado, respectivamente. Contudo, podem variar com as frequências representativas do sinal de corrente ($i(t)$), ou de tensão ($v(t)$), que representa o fenômeno transitório que solicita a linha. Neste caso, o meio é denominado dispersivo. Em termos práticos, o condutor e o ar são não dispersivos. Contudo, o solo deve ser considerado dispersivo.

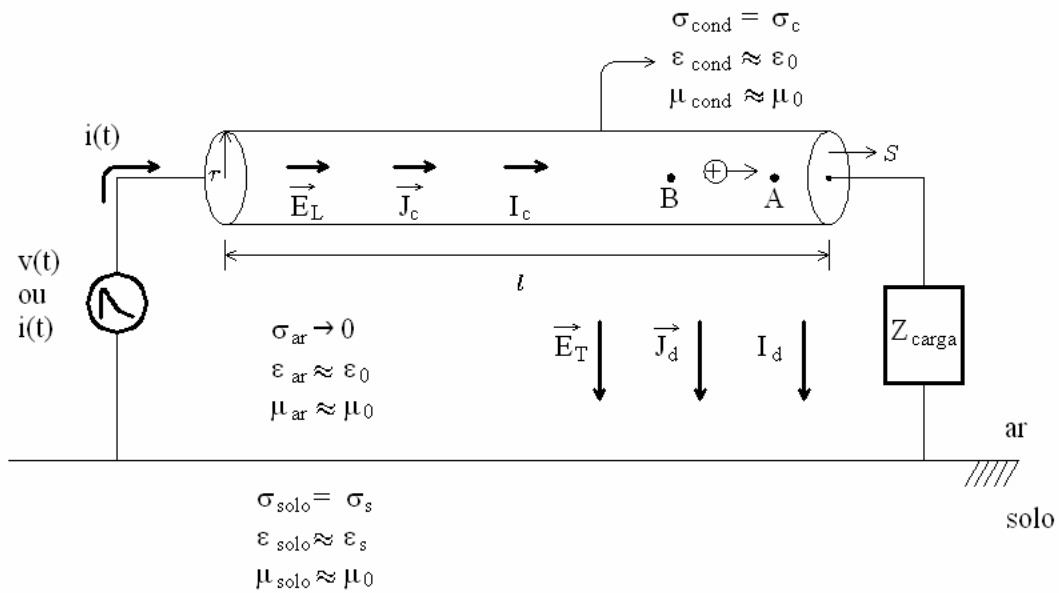


Figura 3.1: Representação de linha aérea monofásica.

Como mostrado na Figura 3.1, a linha é constituída por um material condutor com condutividade σ_c , permissividade e permeabilidade iguais às do vácuo, ϵ_0 e μ_0 , respectivamente⁴; o meio em que está inserida é constituído pelo ar, com ϵ_0 e μ_0 ($\sigma_{\text{ar}} \rightarrow 0$)⁵; o solo subjacente é caracterizado por σ_s , ϵ_s e μ_0 .

Inicialmente, com o intuito de apresentar os parâmetros eletromagnéticos da linha, o solo é considerado um condutor elétrico perfeito ($\sigma_s \rightarrow \infty$). Isto equivale a dizer que a corrente de retorno não penetra no solo⁶. Desta forma, não há contribuição do caminho de retorno pelo solo nas impedâncias e admitâncias da linha. Posteriormente, a influência do solo é considerada, uma vez que corresponde a um dos principais objetivos desta dissertação. Ademais, é considerada também, a variação de σ_s e ϵ_s com a frequência e suas influências nos parâmetros de linhas de transmissão aéreas.

No sistema representado (Figura 3.1) têm-se correntes de condução I_c e de deslocamento I_d fluindo no condutor nas direções axial e radial, respectivamente. É importante destacar que I_c é decorrência direta de um campo elétrico longitudinal à linha,

⁴ $\epsilon_0 = 8,854 \times 10^{-12}$ F/m e $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}$ H/m.

⁵ σ_{ar} representa as fugas de correntes transversais. Desta forma, está associada, por exemplo, com o efeito corona e com a poluição depositada nas cadeias de isoladores. Este parâmetro é de difícil determinação e, por isso, normalmente, é desconsiderado nas análises de parâmetros de linhas. Por outro lado, é de fundamental importância no projeto de linhas, quando se computa as perdas de potência transversais [33] – [35].

⁶ Assim, a corrente de retorno corresponde a uma corrente em uma superfície, ou seja, uma densidade linear (A/m) de corrente. Portanto, o campo eletromagnético não penetra no solo.

pois: $\vec{J}_c = \sigma_c \vec{E}_L$ e $I_c = \int_S \vec{J}_c \cdot d\vec{S}$. Por sua vez, I_d está associada com um campo elétrico

transversal \vec{E}_T (que tem como fonte as cargas elétricas da linha), uma vez que: $\vec{J}_d = \epsilon_0 \frac{\partial \vec{E}_T}{\partial t}$

e $I_d = \int_S \vec{J}_d \cdot d\vec{S}$.

As equações de Maxwell proporcionam as análises que se seguem neste texto, sendo, em suas formas integrais [36] – [46]:

$$\oint_C \vec{E} \cdot d\vec{l} = -\frac{d}{dt} \int_S \vec{B} \cdot d\vec{S} \quad (3.1.a)$$

$$\oint_C \vec{H} \cdot d\vec{l} = \int_S \vec{J}_c \cdot d\vec{S} + \int_S \vec{J}_d \cdot d\vec{S} = \int_S \vec{J}_c \cdot d\vec{S} + \int_S \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} \cdot d\vec{S} \quad (3.1.b)$$

$$\oint_S \vec{D} \cdot d\vec{S} = \int_V \rho_v dv = Q_{enc} \quad (3.1.c)$$

$$\oint_S \vec{B} \cdot d\vec{S} = 0 \quad (3.1.d)$$

Nas equações (3.1.a) a (3.1.d), tem-se que:

- \vec{E} é o campo vetorial intensidade de campo elétrico [V/m];
- \vec{D} é o campo vetorial densidade de fluxo elétrico [C/m²];
- \vec{H} é o campo vetorial intensidade de campo magnético [A/m];
- \vec{B} é o campo vetorial densidade de fluxo magnético [T=Wb/m²];
- \vec{J}_c é o campo vetorial densidade de corrente de condução [A/m²];
- \vec{J}_d é o campo vetorial densidade de corrente de deslocamento [A/m²];
- $d\vec{l}$ é o elemento vetorial de comprimento infinitesimal [m], ao longo do contorno fechado que delimita uma superfície aberta;
- $d\vec{S}$ é o elemento vetorial de superfície infinitesimal [m²], normal à superfície⁷;
- dv é o elemento de volume diferencial [m³], limitado por uma superfície fechada;
- Q_{enc} é a carga “encerrada” pela superfície fechada que delimita o volume v (ou a carga contida no volume v).

⁷ Nas equações (3.1a) e (3.1b), um contorno fechado delimita uma superfície aberta; neste caso, a direção e sentido de $d\vec{S}$ são, respectivamente, normal à superfície e pela regra da mão direita. Por outro lado, nas equações (3.1c) e (3.1d) um volume é delimitado por uma superfície fechada; assim, $d\vec{S}$ é sempre normal à superfície (direção) e aponta para fora da mesma (sentido).

É importante frisar que, evidentemente, para que um sistema elétrico (no caso uma linha de transmissão monofásica) seja totalmente caracterizado, é necessário que o mesmo atenda todas as quatro equações de Maxwell. Tal caracterização é apresentada a seguir.

3.2.1 – Parâmetros longitudinais

Analisa-se, inicialmente, as características eletromagnéticas da linha aérea devido à corrente que flui na direção axial. Parte-se da lei circuital de Ampère, equação (3.2), que estabelece que a integral de linha do componente tangencial de \vec{H} em torno de um caminho fechado (c) é igual à corrente líquida envolvida pelo caminho (I), isto é:

$$\oint_c \vec{H} \cdot d\vec{l} = I \quad (3.2)$$

Objetiva-se mostrar que, em termos práticos, a natureza desta corrente é predominantemente condutiva, conforme já adiantado na Figura 3.1 (I_c).

Ao aplicar o teorema de Stokes ao lado esquerdo da equação acima, obtém-se:

$$I = \oint_L \vec{H} \cdot d\vec{l} = \int_S (\vec{\nabla} \times \vec{H}) \cdot d\vec{S} \quad (3.3.a)$$

$$I = \int_S (\vec{J}_c + \vec{J}_{dL}) \cdot d\vec{S} = \int_S \left(\vec{J}_c + \frac{\partial \vec{D}_L}{\partial t} \right) \cdot d\vec{S} \quad (3.3.b)$$

\vec{J}_{dL} é a eventual densidade de corrente de deslocamento existente na linha.

Consideram-se as seguintes relações constitutivas do eletromagnetismo⁸:

$$\vec{D}_L = \epsilon_0 \vec{E}_L \quad (3.4.a)$$

$$\vec{B}_L = \mu_0 \vec{H}_L \quad (3.4.b)$$

$$\vec{J}_c = \sigma_c \vec{E}_L \quad (3.4.c)$$

Para o caso de um bom condutor, o que implica em alto valor de condutividade, observando a relação entre a densidade de corrente de condução e a densidade de corrente

⁸ O subscrito "L" indica grandeza associada à corrente longitudinal.

de deslocamento, é possível verificar que a corrente de deslocamento é, em termos

práticos, desprezível: $\frac{|\vec{J}_c|}{|\vec{J}_{dL}|} = \frac{\sigma_c |\vec{E}_L|}{\epsilon_0 \left| \frac{\partial \vec{E}_L}{\partial t} \right|} \gg 1^9$ na direção axial ao condutor¹⁰.

Como é mostrado a seguir, \vec{J}_c está associado com dois efeitos longitudinais na linha de transmissão: quedas de tensão de natureza resistiva ($\Delta V/I_c$) e indutiva ($\Delta V_{FEM}/I_c$).

Aplica-se o conceito de resistência elétrica, que é a razão entre a diferença de potencial entre dois pontos no condutor e a corrente que atravessa a seção. Tomando como referência os pontos A e B genéricos da Figura 3.1, tem-se¹¹:

$$R = \frac{\Delta V}{I_c} = \frac{V_B - V_A}{I_c} = \frac{-\int_A^B \vec{E} \cdot d\vec{l}}{\int_S \vec{J}_c \cdot d\vec{S}} = \frac{-\int_A^B \vec{E} \cdot d\vec{l}}{\sigma \int_S \vec{E} \cdot d\vec{S}} \quad (3.5)$$

Na definição de R, tem-se que: $d\vec{l}$ é o comprimento diferencial na direção do condutor da linha e $d\vec{S}$ é a superfície diferencial vetorial normal à seção transversal do condutor. Ambos são tomados no sentido da corrente convencional, dado por \vec{J}_c .

É possível observar que I_c está em fase com ΔV , ou seja, o parâmetro R é puramente real.

Em seguida, analisando o efeito do campo magnético variante no tempo, gerado pela corrente também variante no tempo I_c , que por sua vez gera um campo elétrico induzido longitudinal à linha (de natureza rotacional) e uma força eletromotriz (V_{FEM}), tem-se pela lei de Faraday descrita na equação (3.1.a):

$$^9 \text{ Isto é mais facilmente verificado no domínio da frequência, onde: } \frac{|\vec{J}_{cS}|}{|\vec{J}_{dLS}|} = \frac{\sigma_c |\vec{E}_{LS}|}{j\omega\epsilon_0 |\vec{E}_{LS}|} = \frac{\sigma_c}{\omega\epsilon_0};$$

o subscrito "S" indica grandeza fasorial. Supondo que o condutor seja de alumínio ($\sigma_c = \sigma_{AL} \approx 3,5 \times 10^7$ S/m [36]), tem-se: $\frac{3,5 \times 10^7}{\omega \times 8,854 \times 10^{-12}} \approx \frac{4 \times 10^8}{2\pi f} \approx \frac{6,4 \times 10^7}{f}$. Na faixa superior de frequência de interesse neste trabalho (≈ 1 MHz para descargas atmosféricas), a corrente de condução é cerca de 64 vezes a de deslocamento. Portanto, pode-se considerar que o efeito longitudinal é dominado pela corrente de condução. A razão $\sigma/\omega\epsilon$ é denominada "tangente de perdas" do meio material sob estudo.

¹⁰ Isto explica a inexistência de efeito capacitivo apreciável na direção longitudinal.

¹¹ Deve ser observado que, como o sistema sob estudo é linear, R não pode depender da intensidade de corrente elétrica.

$$\oint_C \vec{E} \cdot d\vec{l} = -\frac{d}{dt} \int_S \vec{B}_L \cdot d\vec{S} = V_{FEM} \quad (3.6)$$

A Figura 3.2 ilustra as grandezas envolvidas na equação (3.6).

Utilizando a relação V_{FEM}/I_c , tem-se:

$$\frac{V_{FEM}}{I_c} = \frac{-\frac{d}{dt} \int_S \vec{B}_L \cdot d\vec{S}}{\int_S \vec{J}_c \cdot d\vec{S}} = \frac{-\frac{d}{dt} \int_S \vec{B}_L \cdot d\vec{S}}{\int_S (\vec{\nabla} \times \vec{H}_L) \cdot d\vec{S}} = \frac{-\frac{d}{dt} \int_S \vec{B}_L \cdot d\vec{S}}{\int_S \left(\vec{\nabla} \times \frac{\vec{B}_L}{\mu_0} \right) \cdot d\vec{S}} = \mu_0 \frac{-\frac{d}{dt} \int_S \vec{B}_L \cdot d\vec{S}}{\int_S (\vec{\nabla} \times \vec{B}_L) \cdot d\vec{S}} \quad (3.7)$$

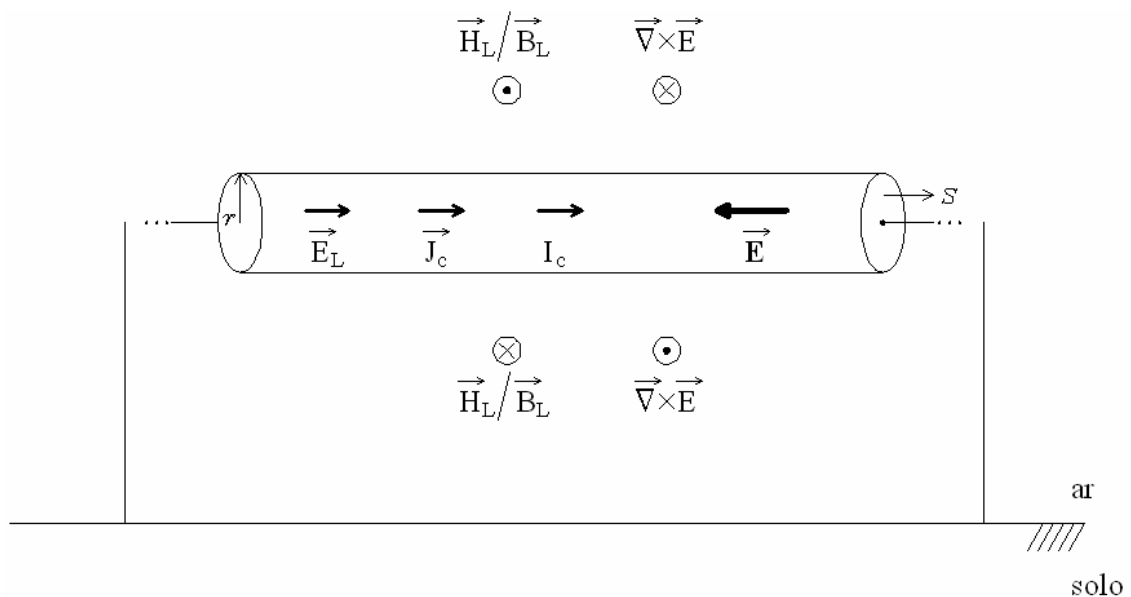


Figura 3.2: Grandezas associadas à equação (3.6). Nesta equação, S corresponde à superfície aberta delimitada pelo caminho C fechado (que corresponde ao circuito fechado associado ao percurso de I_c).

Devido à derivada no tempo, pode-se observar uma defasagem de 90° no tempo entre V_{FEM} e I_c ¹².

¹² Isto é mais facilmente verificado no domínio fasorial, onde:

$$\frac{V_{FEMS}}{I_{cS}} = j\omega \frac{\int_S (-\mu_0) \vec{B}_{LS} \cdot d\vec{S}}{\int_S (\vec{\nabla} \times \vec{B}_{LS}) \cdot d\vec{S}} = j\omega L$$

, onde L é a indutância, definida como a relação entre o enlace de fluxo e a corrente. Portanto, V_{FEMS}/I_{cS} corresponde a uma característica indutiva. É importante comentar que I_c gera \vec{B}_L interno e externo ao condutor. Logo, L tem duas parcelas, uma interna (L_{int}) e outra externa (L_{ext}). Portanto $L = L_{int} + L_{ext}$. Mais uma vez, como o sistema sob estudo é linear, L não depende da intensidade de corrente elétrica.

Portanto, longitudinalmente, a caracterização dos parâmetros eletromagnéticos de uma linha monofásica aérea de transmissão pode ser representada, no domínio fasorial, por uma impedância complexa longitudinal da seguinte forma: $Z_L = R + j\omega L$.

Conclui-se, então, que a consideração dos parâmetros longitudinais atende às seguintes equações de Maxwell: (3.1.a), (3.1.b) e (3.1.d). Resta, portanto, o atendimento à equação (3.1.c), que traduz os parâmetros transversais, como apresentado a seguir.

3.2.2 – Parâmetros transversais

A equação (3.1.c) estabelece que distribuições volumétricas de cargas elétricas geram campo elétrico de natureza divergente (\vec{E}_T). Evidentemente, tal distribuição existe na linha, como ilustrado na Figura 3.3.

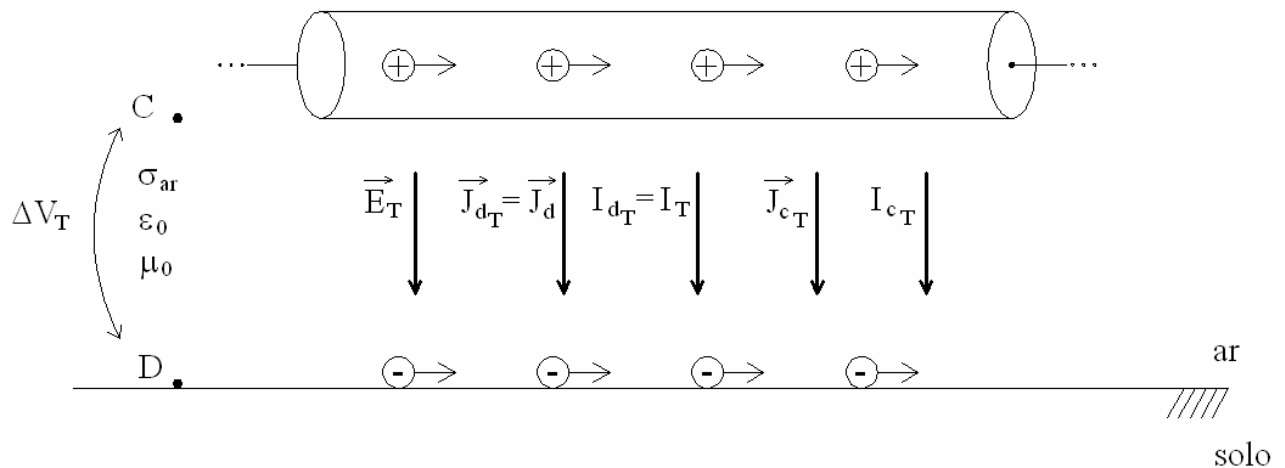


Figura 3.3: Análise transversal da linha aérea monofásica.

Com o intuito de considerar todos os parâmetros transversais, por enquanto, o efeito de σ_{ar} não é desconsiderado. Desta forma, \vec{E}_T (variável no tempo) é aplicado em um meio que possibilitará a existência de corrente de condução ($\vec{J}_{cT} = \sigma_{ar} \vec{E}_T$) e de deslocamento

$(\vec{J}_{dT} = \epsilon_0 \frac{\partial \vec{E}_T}{\partial t})$. Portanto, associado a \vec{E}_T , existem dois efeitos: fugas de correntes transversais de naturezas condutiva (I_{cT}) e capacitiva (deslocamento) ($I_d = I_{dT}$)¹³.

O efeito de I_{cT} é traduzido por uma condutância transversal ($G = 1/R_T$), da seguinte

$$\text{forma: } G = \frac{I_{cT}}{\Delta V_T} = \sigma_{ar} \frac{\int_S \vec{E}_T \cdot d\vec{S}}{-\int_D \vec{E}_T \cdot d\vec{l}}, \text{ onde } d\vec{l} \text{ e } d\vec{S} \text{ são tomados ao longo de } \vec{E}_T. I_{cT} \text{ e } \Delta V_T$$

estão em fase (G é puramente real). Por outro lado, o de I_d é traduzido da seguinte forma:

$$\frac{I_d}{\Delta V_T} = -\frac{\epsilon_0 \int_S \frac{\partial \vec{E}_T}{\partial t} \cdot d\vec{S}}{-\int_D \vec{E}_T \cdot d\vec{l}}, \text{ onde } I_d \text{ e } \Delta V_T \text{ estão defasados de } 90^\circ \text{ no tempo}^{14}.$$

Portanto, transversalmente, uma linha aérea de transmissão possui uma impedância complexa transversal Z_T composta por uma resistência (R_T) e uma capacitância (C) em paralelo, que usualmente é representada por uma admitância Y_T , que corresponde a $1/Z_T$. Logo, os parâmetros transversais da linha podem ser representados por: $Y_T = G + j\omega C \approx j\omega C$ ¹⁵. Assim, a equação (3.1.c) é atendida.

¹³ Neste caso (vide Figura 3.3),

$$I_T = \int_S (\vec{J}_{cT} + \vec{J}_{dT}) \cdot d\vec{S} = \int_S \left(\sigma_{ar} \vec{E}_T + \epsilon_0 \frac{\partial \vec{E}_T}{\partial t} \right) \cdot d\vec{S} = I_{cT} + I_{dT} \cong I_{dT}.$$

No domínio fasorial:

$$I_{TS} = \int_S (\vec{J}_{cTs} + \vec{J}_{dT_s}) \cdot d\vec{S} = \int_S \left(\sigma_{ar} \vec{E}_{Ts} + j\omega \epsilon_0 \vec{E}_{Ts} \right) \cdot d\vec{S} = I_{cTs} + jI_{dT_s} \cong jI_{dT_s}.$$

¹⁴ Isto é mais facilmente verificado no domínio da frequência: $\frac{I_{dS}}{\Delta V_{TS}} = j\omega \frac{\epsilon_0 \int_S \vec{E}_T \cdot d\vec{S}}{-\int_D \vec{E}_T \cdot d\vec{l}} = j\omega C$,

onde C é a capacitância, definida como a relação entre carga e a diferença de potencial. Portanto, $I_{dS}/\Delta V_{TS}$ corresponde a um efeito capacitivo.

¹⁵ A tangente de perdas no ar mostra que: $\frac{\sigma_{ar}}{\omega \epsilon_0} \ll 1$, pois σ_{ar} é muito pequeno. Desta

forma, em cálculo de parâmetros de linha $G \ll \omega C$. Como o sistema sob estudo é linear, C não pode depender da intensidade de carga elétrica.

3.2.3 – Considerações e limites de validade

Até este ponto da seção 3.2 é apresentada uma análise qualitativa dos efeitos eletromagnéticos associados a uma linha de transmissão monofásica submetida a um fenômeno impulsivo. Desta análise, é possível modelar a resposta da linha mediante dois efeitos (longitudinal e transversal), representados por quatro parâmetros, a saber: resistência e indutância (longitudinais); condutância e capacitância (transversais). Naturalmente, estes parâmetros são obtidos por meio de uma aplicação sistemática das quatro equações de Maxwell à linha.

O campo elétrico longitudinal (\vec{E}_L - vide Figuras 3.1 e 3.2), gerado pela fonte que solicita a linha, exerce força elétrica sobre as inúmeras cargas livres existentes no condutor que compõe uma linha monofásica. O movimento ordenado destas cargas corresponde à corrente de condução, pois $\vec{J}_c = \sigma_c \vec{E}_L \therefore \vec{E}_L = \rho_c \vec{J}_c$, onde $\rho_c = \frac{1}{\sigma_c}$ [$\Omega \cdot m$] corresponde à resistividade elétrica do condutor. O fluxo de \vec{J}_c corresponde à corrente elétrica, I_c , uma vez que I_c é o efeito integral (de superfície) de \vec{J}_c . Como \vec{E}_L varia no tempo, há corrente de deslocamento no condutor. Todavia, como já demonstrado, I_{dL} é desprezível quando comparada com I_c . Assim, um efeito direto de \vec{E}_L (\vec{J}_c e I_c) corresponde a uma queda de tensão de natureza resistiva. A relação entre esta queda e I_c é a resistência longitudinal (R) do condutor, que traduz a perda de potência longitudinal (efeito joule). \vec{E}_L , \vec{J}_c e I_c variam no tempo e, por sua vez, geram um campo magnético também variável no tempo, com componentes interno ao condutor e externo (no ar), denominado \vec{B}_L / \vec{H}_L (Figura 3.2). A variação temporal de \vec{B}_L induz campo elétrico de natureza rotacional (Figura 3.2), longitudinal ao condutor (\vec{E}). O efeito integral deste campo elétrico, no caminho fechado que define a trajetória de I_c , corresponde à tensão induzida (V_{FEM}). Da relação entre V_{FEM} e I_c originam-se as parcelas de indutâncias interna L_{int} (associada ao campo magnético interno ao condutor) e externa L_{ext} (correspondente ao campo magnético externo ao condutor, no ar entre condutor e superfície do solo). A indutância total, $L = L_{int} + L_{ext}$, quantifica o armazenamento de energia da linha na forma de campo magnético/corrente. Desta forma, no domínio fasorial, estes efeitos podem ser representados por uma impedância longitudinal $Z_L = R + j\omega L$. É interessante observar que os parâmetros R e L são distribuídos ao longo da

linha e, assim, são expressos, respectivamente, em $[\Omega/m]$ e $[H/m]$. Os efeitos de \vec{E}_L (e grandezas associadas) atendem às equações (3.1.a), (3.1.b) e (3.1.d).

A distribuição de cargas elétricas na linha gera um campo elétrico transversal \vec{E}_T , no ar (entre condutores e superfície do solo). Assim, existe uma corrente de condução no ar, I_{cT} , e uma de deslocamento, I_{dT} (Figura 3.3). Logo, I_{cT} traduz um efeito resistivo transversal (R_T ou $G=1/R_T$) e $I_{dT}=I_d$, um capacitivo transversal (C). G traduz as perdas de potência transversais (efeito corona, poluição nas cadeias de isoladores etc.) e C , a capacidade de armazenamento de energia da linha na forma de campo elétrico (transversal). Os efeitos de \vec{E}_T atendem à equação (3.1.c).

Logo, as quatro equações de Maxwell são prontamente atendidas. Por conseguinte, um elemento diferencial de comprimento da linha ($\Delta l = \Delta x$) pode ser representado por um circuito equivalente, como o ilustrado na Figura 3.4. Desta figura ficam evidentes as quedas de tensões longitudinais (de naturezas resistiva e indutiva) e fugas de correntes transversais (de naturezas condutiva e de deslocamento, ou capacitiva). Este circuito permite estabelecer relações matemáticas (acopladas ou desacopladas)¹⁶ para as tensões transversais, denominadas simplesmente por V , e correntes longitudinais (simplesmente I)¹⁷. Estas relações correspondem, no domínio do tempo, a equações diferenciais parciais e, no domínio da frequência (ou fasorial), a equações diferenciais ordinárias, conforme equações (3.8 e 3.9) [36] – [45].

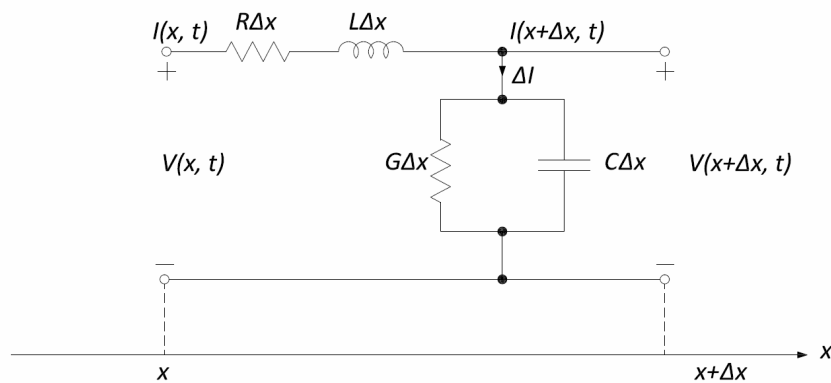


Figura 3.4: Representação dos parâmetros eletromagnéticos de uma linha de transmissão aérea monofásica.

¹⁶ Acopladas no domínio do tempo; acopladas ou desacopladas no domínio da frequência.

¹⁷ É interessante notar que $V = V_T$ corresponde ao efeito integral transversal de \vec{E}_T , pois, $V = V_T = -\int_D^C \vec{E}_T \cdot \vec{dl}$. $I = I_c$ ao efeito longitudinal de \vec{B}_L , uma vez que $I = I_c = \oint_C \mu_0 \vec{B}_L \cdot \vec{dl}$. Assim, V e I traduzem os efeitos eletromagnéticos da linha.

$$\text{Domínio do tempo: } \begin{cases} -\frac{\partial V(x,t)}{\partial x} = RI(x,t) + L \frac{\partial I(x,t)}{\partial t} \\ -\frac{\partial I(x,t)}{\partial x} = GV(x,t) + C \frac{\partial V(x,t)}{\partial t} \end{cases} \quad \begin{matrix} (3.8.a) \\ (3.8.b) \end{matrix}$$

$$\text{Domínio fasorial: } \begin{cases} -\frac{dV_s(x)}{dx} = (R + j\omega L)I_s(x) \Rightarrow \frac{d^2V_s(x)}{dx^2} = (R + j\omega L)(G + j\omega C)V_s(x) \\ -\frac{dI_s(x)}{dx} = (G + j\omega C)V_s(x) \Rightarrow \frac{d^2I_s(x)}{dx^2} = (G + j\omega C)(R + j\omega L)I_s(x) \end{cases} \quad \begin{matrix} (3.9.a) \\ (3.9.b) \end{matrix}$$

As deduções e soluções das equações (3.8) e (3.9) são amplamente divulgadas na literatura [36] – [45].

Em toda modelagem eletromagnética estão envolvidas aproximações de ordem matemática e/ou física. Tais aproximações devem ser detalhadamente conhecidas, pois envolvem os limites de validade de aplicação da modelagem proposta. No modelo apresentado anteriormente, a situação não é diferente. Julga-se oportuno, portanto, apresentar seus limites de validade, quais sejam:

- 1) Efeito do solo \Rightarrow considerado até o momento como um condutor elétrico perfeito ($\sigma_s \rightarrow \infty$). Assim, seu efeito deve ser contemplado pelo método de imagens ideais. Isto permite obter fórmulas fechadas para L_{ext} e C (como mostrado nas seções 3.3 e 3.4). Neste caso, não contribui na impedância longitudinal Z_L . Por outro lado, uma modelagem mais adequada para o solo é considerá-lo com condutividade finita ($\sigma_s \neq \infty$), permissividade diferente da do vácuo ($\epsilon_s \neq \epsilon_0$) e permeabilidade igual a do vácuo ($\mu_s = \mu_0$). Adicionalmente, deve-se considerar σ_s e ϵ_s variáveis com a frequência do sinal que o solicita. Estas questões são tratadas na seção 3.3 e no Capítulo 4. Neste caso, é verificado que o solo contribui de forma significativa em Z_L , onde $R = R_{\text{int}} + R_{\text{solo}}$ e $L = L_{\text{int}} + L_{\text{ext}} + L_{\text{solo}}$. R_{int} e L_{int} , como mostrado na seção 3.3, são calculadas por meio da solução de equações de Bessel. Ademais, o solo é considerado um meio homogêneo, ou seja, a estratificação do mesmo em camadas de diferentes resistividades não é levada em consideração. Por outro lado, é considerado dispersivo, onde σ_s e ϵ_s são variáveis com a frequência.
- 2) Representação distribuída de R , L e $C \Rightarrow$ Tal representação, indicando efeitos semelhantes de campo eletromagnético para cada segmento infinitesimal de linha,

somente é razoável fisicamente quando o menor comprimento de onda do sinal que solicita a linha (associado à maior frequência do espectro representativo do sinal) dividido por quatro, for maior que o vão típico da linha. Assim¹⁸,

$$\frac{\lambda_{\min}}{4} > \text{Vão} \therefore f_{\max} < \frac{3 \times 10^8}{4 \text{Vão}}. \text{ Para vãos típicos de 300 m (Vão = 300 m), tem-se}$$

que: $f_{\max} < 0,25\text{MHz}$. Contudo, é consenso na literatura técnica que, em termos práticos, f_{\max} pode ser da ordem de 1 MHz (maior frequência do espectro de interesse neste trabalho), sem geração de erro apreciável nos cálculos de parâmetros de linhas de transmissão [19] – [21].

3) Cálculo de C \Rightarrow Para a determinação de C (seção 3.4) considera-se que \vec{E}_T é uniforme ao longo da linha. Portanto, são desprezadas distorções nas linhas de campo de \vec{E}_T . A presença, por exemplo, das torres e cadeias de isoladores promovem tal distorção. Neste trabalho tal fato é desconsiderado. Na faixa de frequência contemplada, tal aproximação é fisicamente razoável [21].

4) Efeito de energia eletromagnética radiada $\Rightarrow \vec{E}_T$ e \vec{B}_L variam no tempo. Assim, $\epsilon_0 \frac{\partial \vec{E}_T}{\partial t}$ gera um \vec{H} variável no tempo (no ar), de acordo com a equação (3.1.b).

Por sua vez, este \vec{H} ($\vec{B} = \mu_0 \vec{H}$) gera um \vec{E} também variável no tempo – equação (3.1.a) – e assim por diante. Isto ocorre também com \vec{B}_L . Este fenômeno corresponde à radiação de energia eletromagnética, fazendo com que a linha se comporte como uma antena. Este fato é desconsiderado na modelagem apresentada. Tal desconsideração é possível em função de dois fatores: a) $\lambda_{\min} / 4$ maior que o vão da linha, conforme item 2 e b) altura média dos condutores da linha (dezenas de metros) menor que λ_{\min} ; logo, o tempo de propagação na direção transversal (perpendicular) à linha é desprezado [21].

5) Parcelas do vetor de Poynting¹⁹ \Rightarrow o vetor de poynting quantifica a densidade de potência [W/m²] – intensidade, direção e sentido. Na linha tem-se que: $\vec{P} = \vec{E}_L \times \vec{H}_{\text{int}} + \vec{E}_T \times \vec{H}_{\text{ext}}$. As parcelas de \vec{P} são representadas na Figura 3.5, onde $\vec{P}_P = \vec{E}_L \times \vec{H}_{\text{int}}$ e $\vec{P}_{\text{ET}} = \vec{E}_T \times \vec{H}_{\text{ext}}$. Pode ser mostrado que \vec{P}_P traduz as perdas

¹⁸ $\lambda \approx \frac{c}{f}$, onde c é a velocidade da luz no vácuo (3×10^8 m/s).

¹⁹ $\vec{P} = \vec{E} \times \vec{H}$, onde \vec{P} é o vetor de Poynting [W/m²].

longitudinais na linha (RI^2). Por outro lado, \vec{P}_{EET} está associado com a energia/potência transmitida pela linha. É interessante observar que \vec{P}_{EET} está relacionado com os campos ao redor da linha, \vec{E}_T e \vec{H}_{ext} no ar. Assim, a energia é transmitida no meio em torno da linha, que, portanto, funciona como uma “guia de onda” (energia eletromagnética guiada). Logo, como destacado no item 4, a energia eletromagnética radiada (sempre existente quando há campo eletromagnético variável no tempo) não é considerada no modelo em causa.

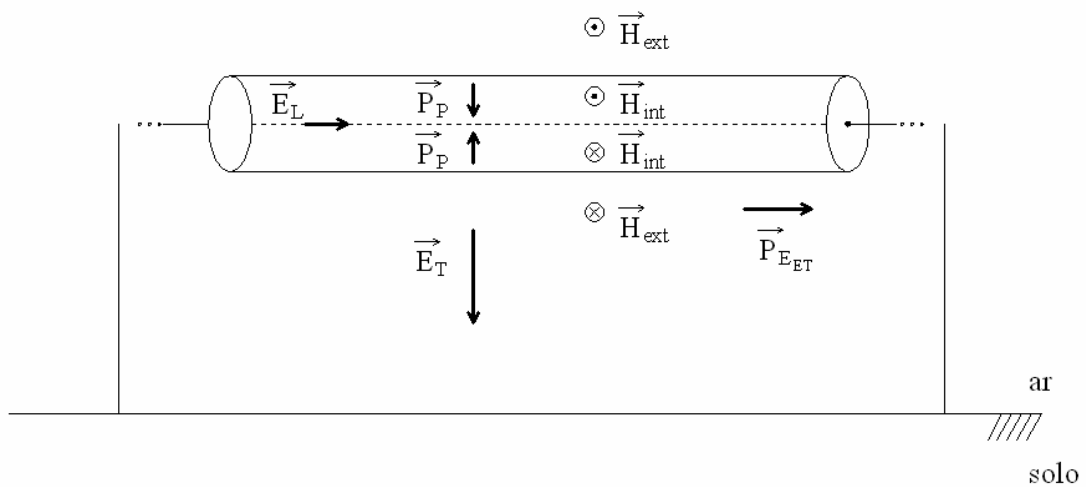


Figura 3.5: Parcelas de \vec{P} .

- 6) Modo de propagação do campo eletromagnético na linha \Rightarrow as equações (3.8) e (3.9) somente podem ser deduzidas se for assumido o modo de propagação transversal eletromagnético (TEM) para os campos \vec{E} e \vec{H} na linha (neste caso, \vec{E}_T e \vec{H}_{ext}). Deste modo, \vec{P}_{EET} , \vec{E}_T e \vec{H}_{ext} são mutuamente ortogonais ($\vec{P}_{EET} \perp \vec{E}_T \perp \vec{H}_{ext}$). Portanto, não há campo na direção e sentido de propagação da energia (dada por \vec{P}_{EET}). Contudo, observe que \vec{E}_L está no mesmo sentido de \vec{P}_{EET} . Todavia, \vec{E}_L pode ser desconsiderado na avaliação de propagação, pois, $\vec{E}_L = \rho_c \vec{J}_c$ é relativamente reduzido (ρ_c é da ordem de 10^{-7} a $10^{-8} \Omega.m$); seu efeito é somente levado em conta para cômputo do efeito joule longitudinal (RI^2).
- 7) Geometria do sistema de transmissão \Rightarrow A superfície do solo é considerada plana. O comprimento dos condutores é muito maior que seus raios. No caso de linhas polifásicas, as distâncias entre condutores (fases e cabos pára-raios) são muito maiores que seus raios, de maneira que o efeito de proximidade pode ser

considerado desprezível (ou seja, um condutor não influencia, de forma significativa, na distribuição de corrente no outro; entretanto, evidentemente, há fenômenos traduzidos por resistências, indutâncias e capacitâncias mútuas, onde R , L e C são representados por matrizes – isto é estudado no Capítulo 6). Ademais, todos os condutores são considerados paralelos ao solo e entre si; o efeito da catenária é levado em consideração pela altura média do condutor:

$h_M = h_T - \frac{2}{3}F$, onde h_M é a altura média do condutor, h_T é a altura do condutor

(fase ou pára-raios) na torre e F é a flecha do condutor.

- 8) Cabos compostos por fios encordoados e com alma de aço \Rightarrow São representados por condutores tubulares com seção reta (transversal) com a forma de uma coroa circular, onde a corrente na alma de aço é desconsiderada.
- 9) Cabos pára-raios \Rightarrow Como é amplamente divulgado na literatura, os cabos pára-raios (existentes em sistemas polifásicos) são constituídos por material ferromagnético. Contudo, seu efeito de histerese não é levado em conta e, assim, é representado por uma permeabilidade magnética “equivalente” (μ_{PR}).
- 10) Efeitos das estruturas (torres e cadeias de isoladores) \Rightarrow Estes efeitos são desprezados no cálculo do campo eletromagnético, o que permite transformar (aproximar) a estrutura tridimensional do sistema de transmissão em uma bidimensional.
- 11) Linha de transmissão *uniforme*²⁰ \Rightarrow Em decorrência dos limites de validade mencionados anteriormente, a linha é considerada uniforme no modelo em questão. Isto equivale a dizer que a relação entre a tensão transversal (fasor V_s) e a corrente longitudinal (fasor I_s), em qualquer ponto da linha, é sempre a mesma; tal relação corresponde à impedância característica da linha (Z_c), dada por:

$$\frac{V_s}{I_s} = Z_c = \sqrt{\frac{Z_L}{Y_T}} = \sqrt{\frac{R + j\omega L}{G + j\omega C}} \approx \sqrt{\frac{R + j\omega L}{j\omega C}} \quad [\Omega] \text{ – equivale, também, que a constante}$$

de propagação da linha (γ) assume a mesma forma em todos os pontos da

²⁰ Esta denominação está associada com a natureza da onda eletromagnética que propaga na linha de transmissão, presente nas “entrelinhas” das equações (3.8) e (3.9), qual seja: onda eletromagnética TEM, plana e *uniforme*. As deduções matemáticas e implicações físicas podem ser verificadas, por exemplo, na referência [37], que foi recentemente traduzida para o português pelo Prof. Dr. Marco Aurélio de Oliveira Schroeder.

linha²¹: $\gamma = \sqrt{Z_L Y_T} = \sqrt{(R + j\omega L)(G + j\omega C)} \approx \sqrt{(R + j\omega L)(j\omega C)} \therefore \gamma = \alpha + j\beta$, onde $\alpha[\text{Re}(\gamma)]$ é a constante de atenuação e $\beta[\text{Im}(\gamma)]$ a constante de fase; a unidade de γ é [1/m], α é [Np/m] e β [rad/m].

- 12) Representação implícita dos cabos pára-raios \Rightarrow Em linhas polifásicas é possível transformar as matrizes primitivas de Z_L/Y_T de uma representação explícita dos cabos pára-raios para uma implícita. Na explícita, as matrizes possuem dimensão $(m+n) \times (m+n)$, onde “m” é o número de fases e “n” o de cabos pára-raios, enquanto na implícita a dimensão é $(m \times m)$. Isto é somente possível quando for assumido que: a) a tensão transversal dos cabos pára-raios ao longo da linha é nula; b) os cabos pára-raios são conectados ao solo em todas as estruturas (torres); c) cada estrutura tem um bom sistema de aterramento; d) a distância entre sistemas de aterramento adjacentes (vão da linha) é menor que $\frac{1}{4}$ (um quarto) do menor comprimento de onda (λ_{\min}) do sinal que solicita a linha. Para uma linha típica (vão de 300 m), e frequência do sinal de 250 kHz, $\lambda_{\min} \approx 1200$ m, conforme mostrado no item 2. Assim, a suposição de tensão transversal nula não pode ser válida para frequências acima de aproximadamente 0,25 MHz. Contudo, é consenso na literatura que esta frequência pode ser aumentada até 1 MHz [19] – [21], ou seja, $\lambda_{\min} \approx 300$ m .

3.3 – Cálculo da impedância longitudinal

Os parâmetros longitudinais da linha, também conhecidos como impedâncias longitudinais próprias e mútuas²², representados no domínio da frequência, podem ser obtidos a partir da solução das equações de Maxwell levando em consideração as condições de contorno de três meios, que são o condutor propriamente dito, o ar e o solo [47]. Conforme já destacado, admite-se, também, que o condutor e ar são lineares, isotrópicos, homogêneos e não dispersivos, ao passo que o solo é linear, isotrópico, homogêneo e dispersivo [48]. Considerando-se que esses meios podem ser caracterizados por uma condutividade elétrica, uma permeabilidade magnética e uma permissividade

²¹ Para linhas polifásicas é necessário distinguir entre γ de tensão e de corrente:

$$\gamma_v \approx \sqrt{(R + j\omega L)(j\omega C)} \text{ e } \gamma_i \approx \sqrt{(j\omega C)(R + j\omega L)}.$$

²² As mútuas somente estão presentes em linhas de transmissão com duas ou mais fases.

elétrica, mostra-se que as impedâncias da linha podem ser descritas em função das propriedades físicas do sistema (ar, solo e condutor) e da frequência [47], [48].

Algumas suposições relativas à geometria do sistema de transmissão também são necessárias para a obtenção das formulações que calculam os parâmetros longitudinais da linha de transmissão aérea, como já destacado na seção 3.2.

Para fins de cálculo, a impedância longitudinal pode ser dividida em três componentes [48]: impedância interna (Z_{int}), impedância externa (Z_{ext}) e impedância devido ao retorno da corrente através do solo (Z_{solo}), equação (3.10).

$$Z_L = Z_{int} + Z_{ext} + Z_{solo} \quad (3.10)$$

Os tipos de contribuição da impedância podem ser dissociados em parcelas resistivas e indutivas. O efeito resistivo é composto por duas parcelas, uma associada ao campo eletromagnético interno ao condutor (R_{int}) e outra à contribuição do campo eletromagnético no solo (R_{solo}), equação (3.11).

$$R = R_{int} + R_{solo} \quad (3.11)$$

O efeito indutivo é composto por três parcelas: a primeira associada ao campo eletromagnético interno ao condutor (L_{int}), a segunda ao campo eletromagnético externo ao condutor (L_{ext}), no ar, entre o condutor e a superfície do solo, e a terceira à contribuição do solo no retorno de corrente (L_{solo}), equação (3.12).

$$L = L_{int} + L_{ext} + L_{solo} \quad (3.12)$$

Nas próximas subseções, são apresentadas as formulações existentes para todas estas parcelas.

É importante adiantar que, como o sistema sob estudo é linear, todos os elementos da matriz de impedância longitudinal Z_L (próprios e mútuos) não dependem da distribuição de corrente ao longo dos condutores que compõem a linha de transmissão.

3.3.1 – Impedância longitudinal interna

A resistência e indutância internas por unidade de comprimento (R_{int} e L_{int}) variam com a frequência devido ao efeito pelicular. São obtidas mediante o quociente entre campo elétrico longitudinal na superfície do condutor e corrente que flui no interior do mesmo, e dependem essencialmente de parâmetros elétricos do condutor e de características físicas,

como raio interno e externo. A formulação desta parcela da impedância (Z_{int}) utiliza as funções modificadas de Bessel de primeira e segunda espécies [49], equação (3.13)²³.

$$Z_{int} = R_{int} + j\omega L_{int} = \sqrt{\frac{j\omega\mu_c}{\sigma_c}} \frac{1}{2\pi R_1} \frac{I_0(\rho_1)K_1(\rho_0) + K_0(\rho_1)I_1(\rho_0)}{I_1(\rho_1)K_1(\rho_0) - I_1(\rho_0)K_1(\rho_1)} \quad (3.13.a)$$

$$\rho_0 = R_0 \sqrt{j\omega\mu_c \sigma_c} = R_0 \sqrt{\omega\mu_c \sigma_c} e^{j\frac{\pi}{4}} \quad (3.13.b)$$

$$\rho_1 = R_1 \sqrt{j\omega\mu_c \sigma_c} = R_1 \sqrt{\omega\mu_c \sigma_c} e^{j\frac{\pi}{4}} \quad (3.13.c)$$

Onde:

- I_0, I_1, K_0, K_1 são as funções modificadas de Bessel de primeira espécie (I) e segunda espécie (K) e ordem zero e um, respectivamente;
- ω é a frequência angular do sinal propagado na linha – $\omega = 2\pi f$ – f é a frequência cíclica;
- σ_c a condutividade do condutor;
- μ_c a permeabilidade magnética do condutor - $\mu_c = \mu_0$;
- R_0 e R_1 são os raios interno e externo do condutor, respectivamente.

3.3.2 – Impedância longitudinal externa

A impedância externa (Z_{ext}) depende do meio onde a linha está imersa (ar) e da geometria da mesma, sendo que o solo e o condutor são considerados ideais ($\sigma \rightarrow \infty$) e o ar, um dielétrico perfeito ($\sigma \rightarrow 0$), cuja permeabilidade magnética é igual à do vácuo [21].

Para o cálculo de Z_{ext} , aplica-se a lei de Ampère no “Caminho Amperiano” da Figura 3.6 para obtenção do campo magnético a uma distância x do condutor, por onde circula uma corrente I , equação (3.14)²⁴. As linhas de campo magnético são círculos concêntricos ao condutor e todo o fluxo encontra-se entre o ponto referente ao raio externo (R_1) do condutor e a superfície do solo (h).

$$\oint_c \vec{H} \cdot d\vec{l} = \int_s \vec{J}_c \cdot d\vec{S} \Rightarrow \vec{H} = \frac{I}{2\pi \cdot x} \hat{a}_\phi \Rightarrow \vec{B} = \mu_0 \frac{I}{2\pi \cdot x} \hat{a}_\phi \quad (3.14)$$

²³ Em linhas polifásicas, os termos da impedância longitudinal interna (Z_{int}) somente contribuem para os elementos próprios da matriz de impedância longitudinal (Z_L), ou seja, para os elementos que pertencem à diagonal principal de Z_L .

²⁴ Devido à simetria do problema (cilíndrica circular), \hat{a}_ϕ corresponde ao vetor unitário, ao longo de ϕ , que define a direção e sentido do campo magnético (supondo, assim, que o condutor está ao longo do eixo z).

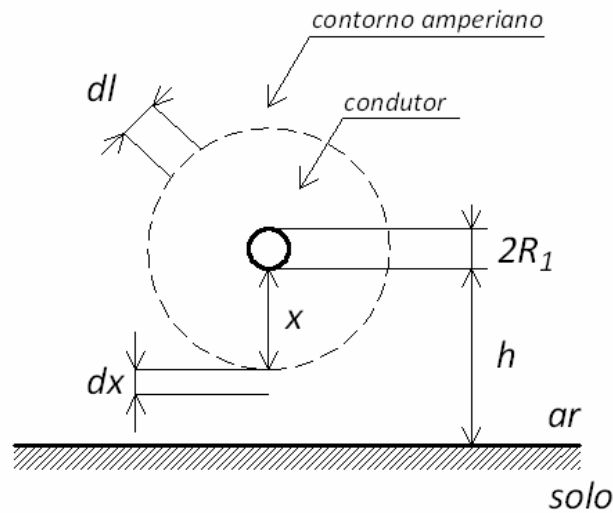


Figura 3.6: Ilustração para cálculo de impedância externa de um condutor ideal sob solo ideal.

Devido à configuração da linha de transmissão aérea e ao solo ideal subjacente à mesma, utiliza-se o método das imagens ideais [45]. Estabelece-se, assim, que o sistema composto por um condutor percorrido por uma corrente elétrica próximo a um plano infinito condutor perfeito aterrado (Figura 3.7 à esquerda), pode ser substituído pelo próprio condutor, por sua imagem e por uma superfície equipotencial no lugar do plano condutor, conforme a Figura 3.7 à direita, onde o único meio presente é o ar. Na Figura 3.7, tem-se que: h_i e h_k são, respectivamente, as alturas dos condutores i e k ; d_{ik} é a distância entre o condutor i e o k e D_{ik}' é a distância entre o condutor i e a imagem do k .

Para obtenção da indutância própria, é necessário primeiro obter o fluxo magnético externo ao condutor por unidade de comprimento (Ψ - efeito integral de \vec{B} entre o condutor e a superfície do solo), dado pela equação (3.15) [45].

$$\Psi = \int_{R_1}^h B \cdot dx = \int_{R_1}^h \frac{\mu_0 \cdot I}{2 \cdot \pi \cdot x} \cdot dx = \frac{\mu_0 \cdot I}{2 \cdot \pi} \ln \frac{2h}{R_1} \quad (3.15)$$

Logo, a indutância L por unidade de comprimento, ou indutância própria L_p (L_{ii} ou L_{kk}) do condutor por unidade de comprimento é dada pela equação (3.16), onde h pode ser h_i ou h_k e R_1 é o raio do condutor.

$$L_p = \frac{\mu_0}{2 \cdot \pi} \ln \frac{2h}{R_1} \quad (3.16)$$

L_{ii} traduz a relação entre o fluxo magnético enlaçado pelo circuito formado pelo i -ésimo condutor e a superfície do solo, no sistema físico real (ou no sistema físico equivalente, entre o i -ésimo condutor e sua imagem), e a corrente no i -ésimo condutor.

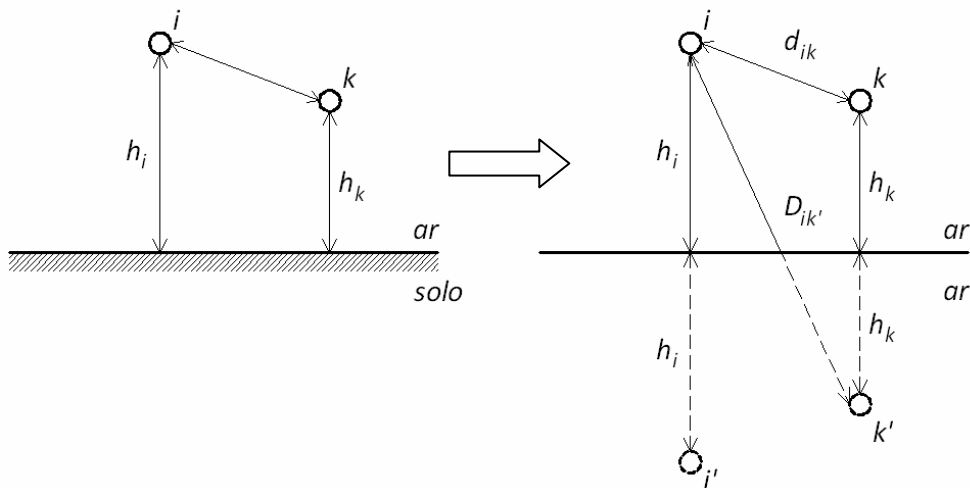


Figura 3.7: Método das imagens ideais.

Para obtenção da indutância mútua entre os condutores i e k , é necessário determinar antes o fluxo mútuo entre os mesmos, de forma similar ao fluxo próprio [45]. Para o caso de dois condutores paralelos entre si, de acordo com as distâncias representadas na Figura 3.7, a indutância mútua L_M (ou $L_{i,k}$) é fornecida pela equação (3.17).

$$L_M = L_{i,k} = \frac{\mu_0}{2\pi} \ln \left(\frac{D_{i,k'}}{d_{i,k}} \right) \quad (3.17)$$

$L_{i,k}$ traduz a relação entre o fluxo magnético enlaçado pelo circuito formado pelo k -ésimo condutor e a superfície do solo, gerado pela corrente do i -ésimo condutor, no sistema físico real (ou no sistema físico equivalente, entre o k -ésimo condutor e sua imagem), e a corrente no i -ésimo condutor.

Consequentemente, a impedância externa é $j\omega L$, que é um número puramente imaginário, ou seja, só contribui na parte reativa da impedância longitudinal total²⁵ - equação (3.18).

$$Z_{\text{ext}} = j\omega L_{\text{ext}} \quad (3.18)$$

3.3.3 – Impedância longitudinal do solo

As formulações analisadas neste trabalho para a modelagem do efeito da passagem de correntes de retorno pelo solo com condutividade finita, ou seja, sem considerar o solo como um condutor elétrico perfeito, na avaliação da impedância externa total ($Z_{\text{ext}} + Z_{\text{solo}}$) de um condutor de comprimento infinito, podem ser divididas em dois grupos: i) métodos de integração numérica baseados nas integrais de Carson e ii) métodos aproximados.

²⁵ Evidentemente, para linhas polifásicas, L_P e L_M (e, assim, Z_{ext}) são matrizes (simétricas).

O primeiro grupo consiste em duas expressões de cálculo da impedância do solo utilizando integrais impróprias²⁶, sendo a primeira formulação proposta por J. R. Carson, em 1926 [28] e outra por M. Nakagawa em 1981 [29], que elimina algumas simplificações da formulação de Carson.

Os métodos aproximados são resultados de pesquisas que buscaram soluções analíticas aproximadas para as integrais de difícil resolução de Carson. Destas pesquisas, o conceito de plano complexo de retorno pelo solo foi idealizado. Em 1981, A. Deri e outros publicaram um trabalho com uma formulação baseada em aproximação logarítmica para as integrais de Carson [31]. Em 2005, T. Noda apresentou outra formulação mais precisa, a partir do trabalho de A. Deri e outros, baseada em uma aproximação logarítmica dupla [32]. As subseções que se seguem apresentam, de forma objetiva, cada uma destas metodologias.

3.3.3.1 - Método de J. R. Carson

A expressão para o cálculo da impedância do solo Z_{solo} obtida na formulação original de Carson depende de uma integral imprópria, onde o integrando é uma função complexa de variáveis complexas – equação (3.19).

$$Z_{\text{ext}} + Z_{\text{solo-c}} = \frac{j\omega\mu}{2\pi} \left[\ln\left(\frac{D_{i,k}}{d_{i,k}}\right) + 2 \int_0^{\infty} \frac{e^{[-(h_i+h_k)\xi]}}{\xi + \sqrt{\xi^2 + \gamma_{\text{solo}}^2}} \cos(dl_{i,k}\xi) d\xi \right] \quad (3.19)$$

Onde:

- $dl_{i,k}$ = distância lateral horizontal entre condutores i e k (vide Figura 3.7). Os elementos mútuos são calculados quando $i \neq k$ e os próprios, quando $i = k$ (além disso, para os elementos próprios, tem-se que $D_{i,k} = 2 h_i$, $d_{i,k}$ é o raio do condutor e $dl_{i,i} = 0$);
- $\mu = \mu_0$ = permissividade magnética do ar;
- γ_{solo} = constante de propagação no solo;
- ξ = variável de integração.

²⁶ Pelo menos um dos limites de integração é infinito.

Na formulação original de Carson, o coeficiente de propagação no solo γ_{solo} , não inclui a parcela $\omega\epsilon_{\text{solo}}$, isto é, $\gamma_{\text{solo}} = \sqrt{j\omega\mu\sigma_{\text{solo}}}$, ou seja, a corrente de deslocamento não é considerada²⁷.

Respeitando as condições de aplicabilidade e limitações, as fórmulas derivadas das equações de Carson que consideram $\omega\epsilon_{\text{solo}} = 0$ podem ser utilizadas substituindo-se σ_{solo} por $\sigma_{\text{solo}} + j\omega\epsilon_{\text{solo}}$, para inclusão da corrente de deslocamento no solo [21].

Logo, a constante de propagação no solo é obtida por meio da equação (3.20).

$$\gamma_{\text{solo}} = \sqrt{j\omega\mu(\sigma_{\text{solo}} + j\omega\epsilon_{\text{solo}})} \quad (3.20)$$

Onde:

- σ_{solo} = condutividade elétrica do solo;
- ϵ_{solo} = permissividade elétrica do solo.

Assim, a parcela da impedância longitudinal correspondente à contribuição do solo segundo Carson é o resultado da subtração de equação (3.19) pela parcela obtida da consideração do solo ideal, Z_{ext} , equação (3.18), conforme representado na equação (3.21)²⁸.

$$Z_{\text{solo-c}} = j\omega L_c = j\omega (L_{\text{Creal}} - jL_{\text{Cimag}}) \quad (3.21)$$

Onde:

- L_{Creal} = parte real da indutância devido ao efeito do solo – metodologia de Carson;
- L_{Cimag} = parte imaginária da indutância devido ao efeito do solo – metodologia de Carson.

3.3.3.2 - Método de M. Nakagawa

Em 1934, W. H. Wise publicou um modelo de cálculo da impedância longitudinal, derivado do método de Carson, porém eliminado a simplificação de baixas e intermediárias frequências [50], mediante o acréscimo da contribuição da parcela $\omega\epsilon_{\text{solo}}$. Manteve,

²⁷ Tal aproximação é fisicamente razoável na faixa de frequências baixas até as intermediárias. Todavia, deve ser testada para o espectro superior de frequências. Tal teste é realizado nos capítulos de resultados (5 e 6).

²⁸ É importante mencionar que a contribuição do solo faz com que a indutância seja representada por um número complexo, tanto a própria quanto a mútua. A parte imaginária corresponde à contribuição do solo na resistência longitudinal da linha (própria e mútua) e a real à na indutância longitudinal (própria e mútua).

contudo, a limitação do modelo de Carson em relação a permeabilidade magnética do solo ser igual à do vácuo²⁹.

M. Nakagawa, com base nas formulações de Carson e Wise, derivou a partir do conceito de vetor potencial de Hertz, [44], fatores de correção na forma integral para o cálculo da impedância longitudinal, [29], [30]. No referido trabalho, a permeabilidade magnética do solo é considerada diferente da do vácuo, eliminando a maioria das hipóteses simplificativas, mantendo apenas a condição de que os condutores deveriam estar afastados entre si e em relação ao solo a uma distância muito superior que seus raios, [29], [30].

A expressão para o cálculo da impedância longitudinal externa total segundo Nakagawa é dada pela equação (3.22).

$$Z_{\text{ext}} + Z_{\text{solo-N}} = \frac{j\omega\mu}{2\pi} \left[\ln\left(\frac{D_{i,k}}{d_{i,k}}\right) + 2 \int_0^{\infty} \frac{e^{[-(h_i+h_k)\xi]}}{\xi + \frac{\mu}{\mu_{\text{solo}}} a_1} \cos(d_{i,k}\xi) d\xi \right] \quad (3.22.a)$$

$$a_1 = \sqrt{\xi^2 + \gamma_{\text{solo}}^2 - \gamma_0^2} \quad (3.22.b)$$

$$\tau^2 = \frac{\gamma_0^2}{\gamma_{\text{solo}}^2} \quad (3.22.c)$$

Sendo a_1 e τ^2 variáveis auxiliares e $\gamma_{\text{solo}} = \sqrt{j\omega\mu(\sigma_{\text{solo}} + j\omega\epsilon_{\text{solo}})}$.

Logo, a parcela da impedância longitudinal correspondente à contribuição do solo segundo Nakagawa é o resultado da subtração de equação (3.22.a) pela parcela obtida da consideração do solo ideal, Z_{ext} , equação (3.18), conforme representado na equação (2.23).

$$Z_{\text{solo-N}} = j\omega L_N = j\omega (L_{N\text{real}} - jL_{N\text{imag}}) \quad (3.23)$$

Onde:

- $L_{N\text{real}}$ = parte real da indutância devido ao efeito do solo – metodologia de Nakagawa;
- $L_{N\text{imag}}$ = parte imaginária da indutância devido ao efeito do solo – metodologia de Nakagawa.

²⁹ Hoje se sabe que isto não corresponde a uma limitação, pois o solo não apresenta comportamento indutivo significativo na faixa de frequência de interesse neste trabalho (dezenas de Hz a 1 MHz).

3.3.3.3 - Método de A. Deri e outros

Esse método consiste na concepção de um plano complexo de retorno de corrente pelo solo, inserido no conhecido método das imagens (vide Figura 3.7). Este plano possui condutividade infinita e está situado abaixo da superfície do solo a uma distância igual à uma profundidade complexa (p). A profundidade em questão, fornecida pela equação (3.24), corresponde, fisicamente, à penetração do campo eletromagnético no solo modelado por uma condutividade finita (σ_{solo}). Ademais, determina um plano onde o potencial é nulo e, desta forma, serve para a localização das imagens de corrente, denominadas, portanto, “imagens complexas”³⁰. A Figura 3.8 ilustra a aplicação do método de A. Deri e outros, [31].

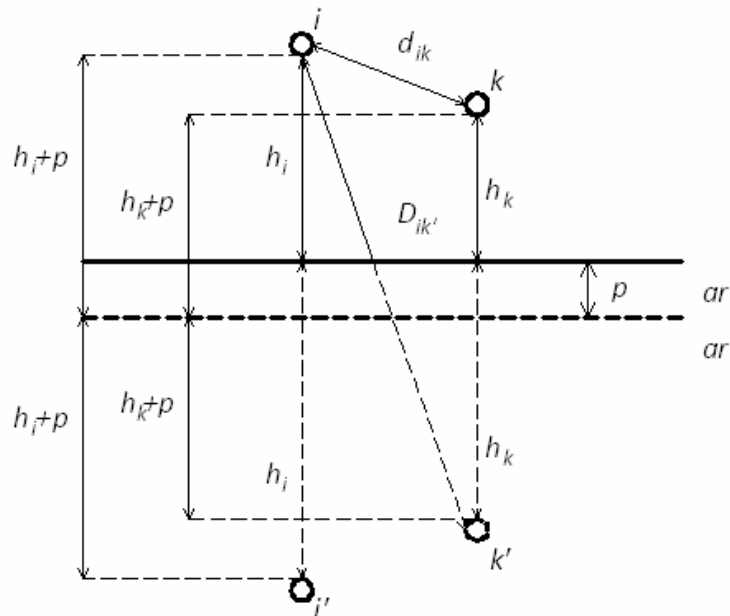


Figura 3.8: Representação do plano complexo no método das imagens complexas. Observar que está somente representado o sistema físico equivalente, composto somente pelo ar (o efeito do solo está em p). O sistema físico real é composto pelos condutores i e k e pelo solo subjacente de condutividade finita.

A fórmula original que fornece a profundidade complexa p depende da frequência do sinal eletromagnético que solicita o solo e de seus parâmetros μ e σ , equação (3.24) [31].

$$p = \frac{1}{\sqrt{j\omega\mu_{\text{solo}}\sigma_{\text{solo}}}} \quad (3.24)$$

Considerando a corrente de deslocamento no solo, não consideradas na formulação original, tem-se a equação (3.25).

³⁰ É importante observar que, no caso de solo modelado como um condutor elétrico perfeito, o plano onde o potencial é nulo corresponde à superfície do solo.

$$p = \frac{1}{\sqrt{j\omega\mu_{\text{solo}}(\sigma_{\text{solo}} + j\omega\epsilon_{\text{solo}})}} \quad (3.25)$$

A partir do conceito de plano complexo, obtêm-se fórmulas simples para o cálculo das parcelas de resistência e indutância do solo segundo Deri ($Z_{\text{Dsolo}} = R_{\text{Dsolo}} + j\omega L_{\text{Dsolo}}$). Logo, o cálculo da impedância longitudinal externa total é fornecido pela equação (3.26).

$$Z_{\text{ext}} + Z_{\text{solo-D}} = j\omega \frac{\mu}{2\pi} \ln \left(\frac{D'_{i,k'}}{d_{i,k}} \right) \quad (3.26)$$

Onde:

- $\mu = \mu_0$ = permissividade magnética do ar;
- $d_{i,k}$ é a distância entre o condutor i e o condutor k para os elementos mútuos (vide Figura 3.8) e igual ao raio do condutor para os elementos próprios;
- $D'_{i,k'}$ é a distância entre o condutor i e a imagem do condutor k , corrigida pelo plano complexo (vide Figura 3.8) para os elementos mútuos e igual a $(2h_i + p)$ para os elementos próprios.

Logo, a parcela da impedância longitudinal correspondente à contribuição do solo segundo Deri será o resultado da subtração de equação (3.26) pela parcela obtida da consideração do solo ideal, Z_{ext} , equação (3.18), conforme representado na equação (3.27).

$$Z_{\text{solo-D}} = j\omega L_D = j\omega (L_{\text{Dreal}} - jL_{\text{Dimag}}) \quad (3.27)$$

Onde:

- L_{Dreal} = parte real da indutância devido ao efeito do solo – metodologia de Deri;
- L_{Dimag} = parte imaginária da indutância devido ao efeito do solo – metodologia de Deri.

3.3.3.4 - Método de T. Noda

Similarmente ao método proposto por A. Deri e outros, T. Noda propôs uma aproximação logarítmica para as integrais impróprias de Carson no cálculo da impedância da linha. Entretanto, a aproximação é dupla, originando um modelo com dois planos complexos, com o objetivo de minimizar os erros relacionados aos cálculos da impedância mútua via método de Deri, [32]. Para tanto, uma variável adicional minimiza os erros, otimizando o valor de um coeficiente ideal, que representa a relação entre a distância horizontal dos condutores e suas alturas em relação ao solo, [32]. O sistema que representa o duplo plano complexo proposto por T. Noda está ilustrado na Figura 3.9.

A fórmula para calcular a impedância longitudinal pelo método de T. Noda é representada na equação (3.28).

$$Z_{\text{ext}} + Z_{\text{solo-TN}} = j\omega \frac{\mu}{2\pi} \left[A \ln \frac{\sqrt{(H+2\alpha p)^2 + x^2}}{D_1} + (1-A) \ln \frac{\sqrt{(H+2\beta p)^2 + x^2}}{D_1} \right] \quad (3.28)$$

Onde:

- $\theta = \tan^{-1} \frac{x}{H}$;
- $A = \begin{cases} 0,07360 & (\theta \leq 50,45^\circ) \\ 0,00247\theta - 0,05127 & (\theta > 50,45^\circ) \end{cases}$;
- $\alpha = \begin{cases} 0,1500 & (\theta \leq 50,45^\circ) \\ 0,004726\theta - 0,08852 & (\theta > 50,45^\circ) \end{cases}$;
- $\beta = \frac{1 - A\alpha}{1 - A}$;
- $p = \frac{1}{\sqrt{j\omega\mu_0\sigma_{\text{solo}}}}$.

Para calcular a indutância própria: $D_1 = \text{raio do condutor}$; $H = 2H_i$; $x = 0$. Para a indutância mútua: $D_1 = \sqrt{(H_i - H_k)^2 + x_{ik}^2}$, $H = H_i + H_k$ e $x = x_{ik}$ (vide Figura 3.9).

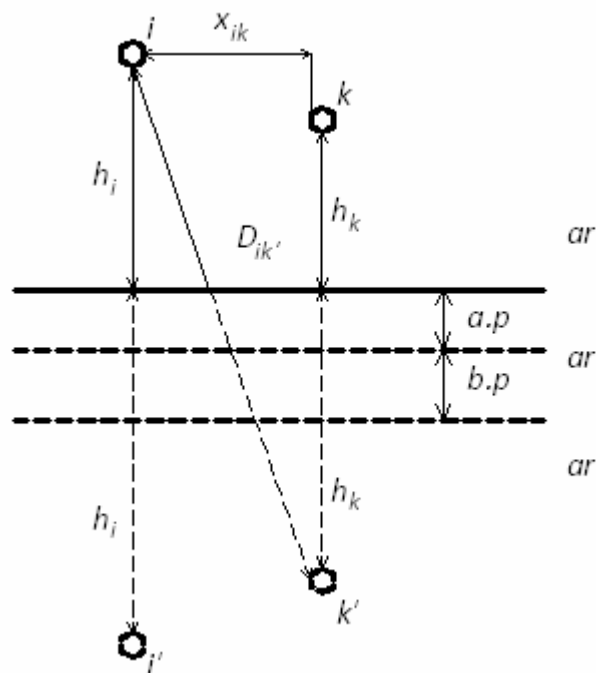


Figura 3.9: Representação do duplo plano complexo no método das imagens.

Logo, a parcela da impedância longitudinal correspondente à contribuição do solo segundo T. Noda é o resultado da subtração de equação (3.28) pela parcela obtida da consideração do solo ideal, Z_{ext} , equação (3.18), conforme representado na equação (3.29).

$$Z_{solo-TN} = j\omega L_{TN} = j\omega (L_{TNreal} - jL_{TNimag}) \quad (3.29)$$

Onde:

- L_{TNreal} = parte real da indutância devido ao efeito do solo – metodologia de T.Noda;
- L_{TNimag} = parte imaginária da indutância devido ao efeito do solo – metodologia de T.Noda.

3.4 – Cálculo da admitância transversal

Para o cálculo da admitância transversal ($Y_T \approx j\omega C$) é necessário calcular, inicialmente, a matriz de capacitância (no caso de linhas polifásicas). Este cálculo é amplamente divulgado na literatura, [1], [4], [5], [7], [21], [33], [35], [45], [51]. Ademais, diversos trabalhos mostram que a admitância não sofre influência apreciável do solo, [19] – [21], [25]-[27], [35], [48]. Portanto, o solo pode ser modelado como um condutor elétrico perfeito, o que permite a utilização do método de imagens ideais, o que faz com que os cálculos fiquem muito mais simples. O primeiro passo na determinação da matriz de capacitância é determinar a matriz dos coeficientes de potencial de Maxwell (P), [51], [52]. Considere, então, o sistema constituído de dois condutores i e k, conforme representado na Figura 3.7. A matriz P é fornecida pela equação (3.30).

$$P_{ik} = \begin{pmatrix} i = k \left\{ P_{ii} = \left(\frac{1}{2\pi\epsilon} \ln \left(\frac{2h_i}{R_i} \right) \right) \right. \\ i \neq k \left\{ P_{ik} = \frac{1}{2\pi\epsilon} \ln \left[\frac{(x_{ik})^2 + (h_i + h_k)^2}{(x_{ik})^2 + (h_i - h_k)^2} \right]^{\frac{1}{2}} \right. \end{pmatrix} \quad (3.30)$$

Onde:

- $\epsilon = \epsilon_0$ é a permissividade elétrica do ar;
- R_i é o raio do condutor;
- H_i, H_k são, respectivamente, as alturas dos condutores i e k;
- x_{ik} é a distância horizontal entre os condutores i e k.

Após obter a matriz P, a matriz C é simplesmente a inversa de P, equação (3.31).

$$C = P^{-1} \quad (3.31)$$

Evidentemente, para linha de transmissão monofásica, a capacitância é fornecida pela equação (3.32).

$$C = \frac{2\pi\epsilon}{\left[\ln\left(\frac{2H_i}{R_i}\right) \right]} \quad (3.32)$$

P_{ii} traduz a divisão entre a diferença de potencial entre o i -ésimo condutor e a superfície do solo, no sistema físico real (ou a diferença de potencial entre o i -ésimo condutor e sua imagem, no sistema físico equivalente), e a carga armazenada no i -ésimo condutor. Esta carga é igual e de sinal contrário à armazenada na superfície do solo, no sistema físico real (ou no sistema físico equivalente, armazenada no i -ésimo condutor e na sua imagem). Por outro lado, P_{ik} representa a relação entre a diferença de potencial entre o k -ésimo condutor e a superfície do solo (que é produzida pela carga do i -ésimo condutor) e a carga do i -ésimo condutor.

É oportuno destacar que, como o sistema sob estudo é linear, todos os elementos da matriz de capacitância (próprios e mútuos) não dependem da distribuição linear de carga ao longo dos condutores que compõem a linha de transmissão.

3.5 – Conclusão

Neste capítulo, em primeiro lugar, é apresentado um modelo eletromagnético prático que descreve o comportamento de uma linha de transmissão mediante dois efeitos, um longitudinal e um transversal. O longitudinal é responsável por quedas de tensão de naturezas indutiva e resistiva. O transversal é por fuga de corrente de natureza de deslocamento (ou capacitiva). Em seguida, são apresentados os principais limites de validade do modelo apresentado. Por fim, são descritos os métodos de cálculos envolvidos nas determinações da impedância longitudinal (Z_L) e da admitância transversal (Y_T). Z_L é composta da seguinte forma: $Z_L = (R_{int} + R_s) + j \omega (L_{int} + L_{ext} + L_s)$, onde: R_{int} e L_{int} correspondem ao efeito do campo magnético no interior do condutor; L_{ext} ao do campo magnético na região entre condutor e superfície do solo (modelado como um condutor elétrico perfeito) e R_s e L_s às contribuições do solo no caminho de retorno de corrente (neste caso, o solo modelado como um meio com características condutivas, σ_{solo} , e permissivas, ϵ_{solo}). O efeito do solo é levado em consideração por meio de quatro metodologias (ou métodos) de cálculo, propostas por: J. R. Carson, M. Nakagawa, A. Deri e T. Noda. Por

outro lado, Y_T é composto apenas pelo efeito capacitivo transversal (uma vez que a condutância é normalmente desconsiderada). Seu cálculo é feito com base na matriz dos coeficientes de potencial de Maxwell.

No cálculo do efeito do solo, o mesmo é modelado como um meio não dispersivo, ou seja, suas características eletromagnéticas não variam com a frequência do sinal que o solicita. Todavia, a literatura tem mostrado que o solo deve ser mais adequadamente modelado como um meio dispersivo, principalmente para considerar sua condutividade e permissividade elétricas variáveis com a frequência. Esta atividade constitui o principal objetivo do próximo capítulo.

CAPÍTULO 4 – VARIAÇÃO DOS PARÂMETROS DO SOLO COM A FREQUÊNCIA

4.1 – Introdução

As respostas de materiais isotrópicos, homogêneos e lineares à variação temporal dos campos eletromagnéticos que os solicitam dependem significativamente do espectro de frequências que caracteriza tais campos. No caso específico do solo, tanto σ_{solo} quanto $\omega\epsilon_{\text{solo}}$ são fortemente dependentes da frequência, [10], [11], [17] – [20], [47]. Desta forma, tanto as correntes de condução quanto as de deslocamento são dependentes da frequência [12] – [15] e [53].

Para realizar uma análise quantitativa desta variação com a frequência, são estudadas quatro metodologias, que fornecem expressões matemáticas das variações com a frequência de σ_{solo} e ϵ_{solo} (todas oriundas de processos de medição), propostas pelos seguintes pesquisadores: i) H. S. Scott [17], C. L. Longmire e K. S. Smith [18], S. Visacro e C. Portela [10] e C. Portela [11].

Posteriormente, os valores de σ_{solo} e ϵ_{solo} , calculados para cada frequência de interesse, são implementados no cálculo da impedância longitudinal de linhas aéreas de transmissão (monofásica e polifásica), a fim de se analisar a influência dessa variação nos parâmetros eletromagnéticos da linha. Vale relembrar que o espectro de frequência de interesse refere-se àquele típico de descargas atmosféricas (≈ 100 Hz a 1 MHz). Está além do escopo desta dissertação descrever os processos físicos envolvidos na formação e progressão da descarga atmosférica até interagir com estruturas terrestres, bem como os processos de medição das ondas de correntes características das descargas atmosféricas típicas. Para detalhes citam-se as seguintes referências: [53] – [56].

4.2 – Influência da consideração da variação da condutividade e permissividade do solo com a frequência

Algumas análises qualitativas podem ser realizadas com o intuito de explorar, conceitualmente, como a variação dos parâmetros elétricos do solo com a frequência podem influenciar no caminho de retorno de corrente, quando da incidência direta de uma descarga atmosférica em uma linha de transmissão.

Por exemplo, tomando a profundidade complexa modificada, cuja versão inicial foi proposta por A. Deri e outros [31], cujas correntes de retorno penetram o solo (correntes de condução $I_{CSolo} = I_{CS}$ e deslocamento $I_{DSolo} = I_{DS}$ – vide Figura 4.1), fornecida pela equação (3.25), é possível proceder a algumas observações em relação à influência da frequência nesta profundidade. Ademais, é possível analisar a influência da variação ou não dos parâmetros elétricos do solo com a frequência no retorno de corrente.

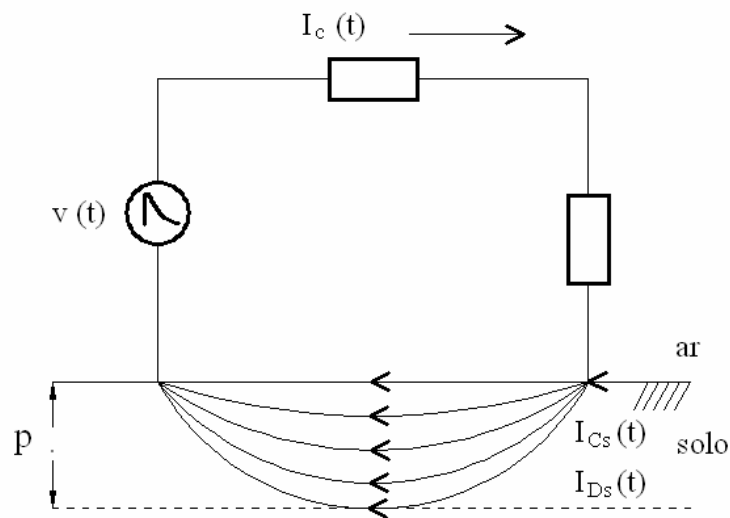


Figura 4.1: Representação do caminho de retorno de corrente no solo.

As referidas análises são as seguintes:

- A. Se o solo for considerado um condutor elétrico perfeito ($\sigma_{\text{solo}} \rightarrow \infty$) \Rightarrow

$$p = \frac{1}{\sqrt{j\omega\mu_{\text{solo}}(\sigma_{\text{solo}} + j\omega\epsilon_{\text{solo}})}} \rightarrow 0, \text{ fazendo com que toda a corrente seja conduzida pela}$$

superfície do solo. Isto equivale a dizer que o campo eletromagnético não penetra no solo e a superfície do solo pode ser aproximada por uma equipotencial de valor nulo (método das imagens ideais). Por conseguinte, o solo não tem efeito nas parcelas que compõem Z_L – equações (3.11) e (3.12).

B. Se o solo não for um condutor elétrico perfeito (σ_{solo} finito) \Rightarrow neste caso, quatro análises adicionais são necessárias:

$$\text{B.1} - \text{Para } \omega \rightarrow 0 \Rightarrow p = \frac{1}{\sqrt{j\omega\mu_{\text{solo}}(\sigma_{\text{solo}} + j\omega\epsilon_{\text{solo}})}} \rightarrow \infty^{31}.$$

$$\text{B.2} - \text{Para } \omega \rightarrow \text{finito (interesse neste trabalho)} \Rightarrow p = \frac{1}{\sqrt{j\omega\mu_{\text{solo}}(\sigma_{\text{solo}} + j\omega\epsilon_{\text{solo}})}} \therefore p = \text{Re}[p(f)] + j \text{Im}[p(f)], \text{ onde, evidentemente, a}$$

variação com a frequência se deve ao fato de p depender de $\omega = 2\pi f$. Desta forma, a parte real de p , $\text{Re}(p)$, bem como a imaginária, $\text{Im}(p)$, influenciam nas contribuições do solo no retorno de corrente.

$$\text{B.3} - \text{Para } \omega \rightarrow \infty \Rightarrow p = \frac{1}{\sqrt{j\omega\mu_{\text{solo}}(\sigma_{\text{solo}} + j\omega\epsilon_{\text{solo}})}} \rightarrow 0. \text{ Similar ao item A.}$$

B.4 – Adicionalmente, se σ_{solo} e ϵ_{solo} dependerem da frequência \Rightarrow

$$p = \frac{1}{\sqrt{j\omega\mu_{\text{solo}}[\sigma(f)_{\text{solo}} + j\omega\epsilon(f)_{\text{solo}}]}} \therefore p = \text{Re}[p(f)] + j \text{Im}[p(f)], \text{ onde, neste caso, } p$$

depende da frequência em função de dois fatores: a) a presença de $\omega = 2\pi f$ e b) a variação de σ_{solo} e ϵ_{solo} com a frequência. Assim, variações na frequência acarretam alterações na profundidade atingida pela corrente no solo, podendo diminuir ou aumentar, dependendo do comportamento de $\sigma(f)_{\text{solo}}$ e $\epsilon(f)_{\text{solo}}$.

Uma análise qualitativa permite concluir que à medida que a frequência aumenta, devido à diminuição de p , a área da seção transversal para o retorno de corrente no solo diminui, o que acarreta um aumento da contribuição do solo na resistência longitudinal da linha de transmissão - aumento de R_{solo} , equação (3.11), e uma diminuição da contribuição na indutância longitudinal - diminuição de L_{solo} , equação (3.12). Tal fato ilustra a importância de se levar em consideração a influência do solo no caminho de retorno da corrente, bem como a variação de seus parâmetros (condutividade e permissividade elétricas) com a frequência.

³¹ Esta análise está fora do escopo deste trabalho, pois corresponde à situação de corrente contínua.

4.3 – Metodologias de cálculo da condutividade e permissividade do solo variando com a frequência

4.3.1 – Introdução

A busca por um modelo de linha de transmissão mais próximo possível da realidade³² corresponde a uma das principais motivações de vários pesquisadores em desenvolver metodologias mais confiáveis para a modelagem do comportamento do solo sob condições impulsivas³³, [10], [11], [17] e [18]. Evidentemente, estes pesquisadores atentaram para o fato de que a modelagem do solo, subjacente à linha, como condutor elétrico perfeito, não é adequada, [28], [50], [57] – [60].

Desta forma, diversas medições foram realizadas para o levantamento de uma modelagem eletromagnética mais adequada para o comportamento do solo³⁴. Estas medições mostraram que, além do solo possuir uma condutividade finita, os parâmetros elétricos do mesmo (condutividade e permissividade) variam com a frequência. Adicionalmente, mostraram que variam com as condições climáticas, devido à alteração de temperatura e umidade. É importante frisar que, nos estudos realizados anteriormente à consolidação das medições em questão, os valores de condutividade utilizados eram obtidos com medições a 100 Hz³⁵ (baixa frequência, próxima da industrial – 60 Hz). A partir dos resultados destas medições, equações matemáticas foram estatisticamente ajustadas de tal forma a representarem o comportamento em função da frequência dos parâmetros elétricos do solo, [10], [11], [17], [18], [34], [64] e [65]. Dentre estes trabalhos, apenas quatro apresentam formulações que compreendem resultados de medição na faixa de frequências típicas dos surtos a que são submetidas as linhas aéreas, que abrange desde curtos-circuitos até descargas atmosféricas (100 Hz a 1 MHz), [10], [11], [17] e [18]. Estas metodologias são utilizadas, nesta dissertação, a fim de comparação, para a realização de uma série de análises de sensibilidade; assim sendo, são descritas a seguir.

³² Bem como comportamento transitório de aterramentos elétricos [12] – [15].

³³ O termo “impulsivas” deve ser entendido como sinônimo de “transitórias”.

³⁴ Foge ao escopo desta dissertação descrever os detalhes envolvidos nos processos de medição associadas a tais trabalhos. Para maiores informações, os seguintes trabalhos devem ser consultados: [10], [11] – [15], [17], [18], [22].

³⁵ Com a utilização do conhecido Método de Frank Wenner [61] – [63].

4.3.2 – Metodologia de H. S. Scott

Em 1967, H. S. Scott desenvolveu um trabalho para estimar a variação da condutividade e da permissividade de solos com a frequência. Segundo o autor, a estimativa da condutividade e da permissividade de solos e rochas para a faixa de frequência de 100 Hz a 1 MHz pode ser feita baseando-se em valores de condutividade obtidos a partir de valores de resistividade medidas em campo, juntamente com a correlação estatística de três parâmetros obtidos em laboratório. Esses parâmetros são: condutividade a 100 Hz, frequência e condutividade de solos e rochas obtidos por meio de medições para frequências entre 100 Hz e 1 MHz, [15] e [17].

Uma vez que a condutividade de solos e rochas, que possuem quantidade natural de água, é quase constante para frequências entre 0 e 100 Hz, os valores de condutividade obtidos a partir de medições em campo, feitas na gama de 0 a 20 Hz, podem ser aplicáveis para 100 Hz. Erros devido a essa suposição são geralmente menores do que 1%, segundo [17].

Baseando-se no método descrito acima, formulações foram propostas para estimar a condutividade e a constante dielétrica de solos, [17], equação (4.1).

$$K = 0,028 + 1,098K_{100} - 0,068F + 0,036K_{100}^2 - 0,046FK_{100} + 0,018F^2 \quad (4.1.a)$$

$$D = 5,491 + 0,946k_{100} - 1,097F + 0,069k_{100}^2 - 0,114Fk_{100} + 0,067F^2 \quad (4.1.b)$$

Nestas equações, tem-se que³⁶: k é o \log_{10} da condutividade (mS/m)³⁷, k_{100} é o \log_{10} da condutividade (mS/m) a 100 Hz, F é o \log_{10} da frequência (Hz) e D é o \log_{10} da constante dielétrica.

4.3.3 – Metodologia de C. L. Longmire e K. S. Smith

Uma formulação universal para a impedância do solo foi proposta por C. L. Longmire e K. S. Smith em 1975, baseado na ideia de que cada elemento de volume do solo pode ser representado por uma rede de resistores e de capacitores, [15], [18]. O espectro de frequência válido para a formulação está entre 100 Hz e 1 MHz.

³⁶ Optou-se por manter, nesta dissertação, as representações, em termos de letras, das grandezas físicas dos trabalhos originais.

³⁷ \log_{10} significa o logaritmo da grandeza física de interesse na base 10.

A equação (4.2) representa a variação da permissividade relativa (ϵ_r) e da condutividade do solo (σ) com a frequência, [18].

$$\epsilon_r = \epsilon_\infty + \sum_{n=1}^N \frac{a_n}{1 + (f/f_n)^2} \quad (4.2.a)$$

$$\sigma = \sigma_i + 2\pi\epsilon_0 \cdot \sum_{n=1}^N a_n f_n \frac{(f/f_n)^2}{1 + (f/f_n)^2} \quad (4.2.b)$$

Na equação (4.2) se tem: ϵ_0 = permissividade elétrica do vácuo; $\epsilon_\infty = 5$; $f_n = (P/10)^{1,28} \times 10^{n-1}$ Hz; $\sigma_i = 8 \times 10^{-3} (P/10)^{1,54}$ mho/m (P é ajustável segundo o valor da resistividade do solo em baixa frequência) e a_n assume os valores da Tabela 4.1, [18].

Tabela 4.1: Coeficientes para solo universal, segundo [18].

N	a_n	N	a_n	N	a_n
1	$3,4 \times 10^6$	6	$1,33 \times 10^2$	11	$9,8 \times 10^{-1}$
2	$2,74 \times 10^5$	7	$2,72 \times 10$	12	$3,92 \times 10^{-1}$
3	$2,58 \times 10^4$	8	$1,25 \times 10$	13	$1,73 \times 10^{-1}$
4	$3,38 \times 10^3$	9	4,8		
5	$5,26 \times 10^2$	10	2,17		

4.3.4 – Metodologia de S. Visacro e C. M. Portela

A metodologia proposta por Visacro e Portela é similar à adotada por Scott e toma como base a condutividade medida a 100 Hz, teor de umidade e frequência para estimar a permissividade e a condutividade de solos típicos para todo o espectro de frequência entre 100 Hz e 1 MHz, [10], [15]. As formulações equivalem à equação (4.3).

$$\rho \cong \rho_0 \left(\frac{100}{f} \right)^{0,072} \quad (4.3.a)$$

$$\epsilon_r \cong 2,34 \times 10^6 (\rho_0)^{-0,535} f^{-0,597} \quad (4.3.b)$$

Nas equações acima se tem: ρ e ϵ_r são, respectivamente, a resistividade e a permissividade relativa na frequência (f) de interesse e ρ_0 é a resistividade medida em baixa frequência (100 Hz).

A avaliação das fórmulas foi efetuada por meio de medições em amostras de três tipos de solos característicos da região do Quadrilátero Ferrífero em Minas Gerais: um solo arenoso, um solo argiloso e um solo residual. Nos ensaios foram considerados quatro valores de umidade³⁸, entre 15% (quando o solo se encontrava encharcado) e 2,5 % (quando se apresentava bastante seco), [10].

4.3.5 – Metodologia de C. M. Portela

C. M. Portela desenvolveu procedimentos para medir e modelar parâmetros eletromagnéticos do solo no domínio da frequência (100 Hz a 2 MHz), [11], [15]. Este trabalho é adequado para estudo do comportamento do solo submetido a transitórios típicos de descargas atmosféricas. O cálculo estimado dos parâmetros do solo é realizado segundo a equação (4.4).

$$\sigma(\omega) \pm j\omega\epsilon(\omega) = \sigma_0 + \Delta i \left[\cotang\left(\frac{\pi}{2}\alpha_m\right) \mp j \right] \left(\frac{\omega}{2\pi \times 10^6} \right)^{\alpha_m} \quad (4.4)$$

Na equação acima se tem: $\sigma(\omega)$ é a condutividade do solo (S/m); $\epsilon(\omega)$ é a permissividade do solo (F/m); ω é a frequência angular $2\pi f$ (rad/s) e σ_0 é a condutividade elétrica do solo medida em baixa frequência (S/m).

Os parâmetros α_m e Δi são do modelo do solo e definem a variação dos parâmetros σ_{solo} e ϵ_{solo} com a frequência e são necessários para definir valores razoáveis da condutividade e permissividade. Os valores utilizados neste presente trabalho são: $\alpha_m = 0,706$ e $\Delta i = 11,71$ (mS/m), que são valores razoavelmente seguros³⁹, segundo Portela.

³⁸ Os valores percentuais de umidade correspondem à relação percentual entre o peso da água destilada adicionada à amostra e o peso do solo seco a 80°C, [10].

³⁹ Próximos dos valores medianos das distribuições estatísticas medidas.

4.4 – Comparação entre metodologias adotadas para cálculo da condutividade e permissividade elétricas do solo em função da frequência

A Figura 4.2 apresenta o gráfico da variação da condutividade com a frequência, de acordo com as metodologias descritas na seção 4.3. Em cada caso considera-se solos cujas resistividades, para faixa de frequência industrial, são de 100 $\Omega\cdot\text{m}$ e 10.000 $\Omega\cdot\text{m}$, Figura 4.2.a e Figura 4.2.b, respectivamente.

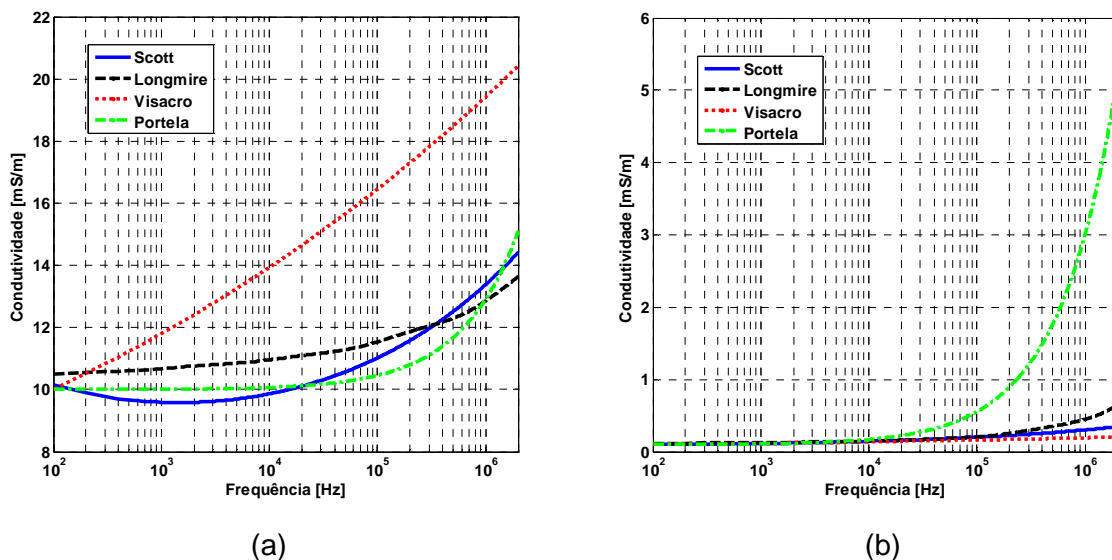


Figura 4.2: Variação da condutividade do solo com a frequência para (a) $\rho=100 \Omega\cdot\text{m}$ e (b) $\rho=10.000 \Omega\cdot\text{m}$.

Observando os gráficos da Figura 4.2 é possível verificar que em solos de baixa resistividade (Figura 4.2.a), os valores de condutividade encontrados para cada metodologia são razoavelmente próximos, à exceção da proposta de Visacro e Portela. Já em solos de maior resistividade (Figura 4.2.b), apenas uma metodologia se destacou das demais, a de Portela, chegando a se diferenciar em torno de 300% para a frequência de 1 MHz⁴⁰.

⁴⁰ Tais diferenças indicam a necessidade de pesquisa (e medições) adicional nesta área, [15], [16], [22].

A Figura 4.3 mostra o comportamento do produto $\omega\epsilon$ em função da frequência⁴¹ para solos de resistividade em baixa frequência iguais e 100 $\Omega\cdot\text{m}$ (Figura 4.3.a) e 10.000 $\Omega\cdot\text{m}$ (Figura 4.3.b), de acordo com as quatro metodologias. Percebe-se pela figura que os resultados oriundos do trabalho de Portela distanciam bastante dos demais, principalmente na faixa de altas frequências.

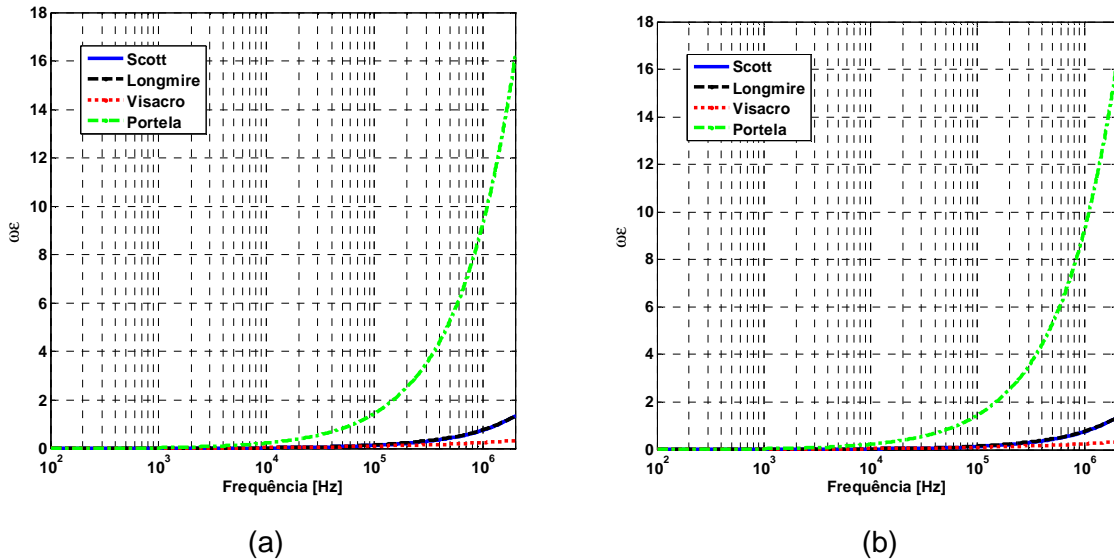


Figura 4.3: Variação com a frequência da permissividade do solo x frequência angular para: (a) $\rho=100 \Omega\cdot\text{m}$ e (b) $\rho=10.000 \Omega\cdot\text{m}$

É importante realçar que, apesar das diferenças verificadas, as equações propostas apresentam as mesmas tendências físicas, quais sejam: aumento da condutividade do solo com a frequência, diminuição da permissividade e aumento do produto da frequência angular pela permissividade.

⁴¹ Vale salientar que a permissividade do solo diminui com a frequência. No entanto, o produto entre a permissividade e a frequência angular tem comportamento crescente ao longo do espectro de frequência.

4.5 – Conclusão

Este capítulo aborda alguns aspectos, até hoje relativamente pouco difundido na literatura, a respeito do comportamento transitório de solos típicos submetidos a fenômenos transitórios associados a descargas atmosféricas. Não obstante, após a avaliação dos comportamentos das curvas para o cálculo da condutividade e da permissividade do solo variando com a frequência, obtidas pelas formulações propostas H. S. Scott, [17], C. L. Longmire e K. S. Smith, [18], S. Visacro e C. M. Portela, [10], e C. M. Portela, [11], é possível verificar: i) a importância dessa consideração e como a mesma afeta a composição de corrente no solo (condução e deslocamento) ao longo do espectro de frequência; ii) o efeito nos parâmetros longitudinais da linha aérea de transmissão. Vale ressaltar, ainda, que cada formulação sofre acentuado efeito em função do tipo de solo utilizado em cada metodologia experimental. Isto acarreta dificuldades em se obter um modelo geral para quantificação dos parâmetros do solo variando com a frequência, como pode ser verificado com base nos gráficos apresentados neste capítulo.

De acordo com o exposto no parágrafo acima, verifica-se a importância de se proceder a uma análise de sensibilidade da contribuição do solo nos parâmetros longitudinais de linhas, com a inclusão da variação de seus parâmetros com a frequência. Tal atividade é reservada para os Capítulos 5 e 6.

Para finalizar, pode-se concluir, neste ponto, que a variação com a frequência, dos parâmetros longitudinais de linhas, deve-se a dois fatores fundamentais: i) efeito pelicular, que promove variação com a frequência de R_{int} e L_{int} – equação (3.13) e ii) efeito do solo, que origina variação em R_{solo} e L_{solo} em função da frequência, equação (3.11) e (3.12), respectivamente.

CAPÍTULO 5 - RESULTADOS E ANÁLISES PARA LINHAS AÉREAS MONOFÁSICAS

5.1 – Introdução

No presente capítulo, os resultados numéricos obtidos permitem a análise dos métodos de cálculo de impedância longitudinal considerando a influência do solo e da dependência dos parâmetros do mesmo com a frequência, em uma linha composta por um único condutor (ou monofásica). Assim sendo, este capítulo tem os seguintes objetivos:

- (i) Comparação entre os resultados obtidos via integração completa das integrais infinitas de Carson (Carson [28] e Nakagawa [29] e [30]) e os métodos aproximados mais utilizados na literatura (Deri [31] e Noda [32]);
- (ii) Comparar os resultados obtidos para cada metodologia de cálculo da impedância do solo com a inclusão da variação de σ e ϵ do solo com a frequência, verificando possíveis limitações ou aproximações assintóticas.
- (iii) Análise de sensibilidade comparando diferentes metodologias de representação dos parâmetros do solo (Scott [17], Longmire [18], Visacro [10] e Portela [11]) na avaliação da impedância longitudinal por unidade de comprimento, identificando desta forma, as faixas de frequências onde a dependência da condutividade e da permissividade é importante na avaliação das impedâncias longitudinais de retorno pelo solo;
- (iv) Analisar a influência da consideração dos parâmetros do solo variando com a frequência nos parâmetros de propagação da linha, a saber: impedância característica (Z_c) e constante de propagação (γ).

A configuração utilizada consiste em uma linha de transmissão monofásica rural da CEMIG – Companhia Energética de Minas Gerais, com retorno pela terra, nível de tensão de 19,92 kV da fase para terra (vãos típicos de 150 m). O cabo fase é do tipo CAA *Quail*, altura total de 14 m e raio externo de 5,05 mm.

Para o cálculo da impedância longitudinal total ($Z_{int} + Z_{ext} + Z_{solo}$) as impedâncias interna e externa, considerando o solo ideal, são calculadas conforme definido na seção 2.3 desta dissertação.

5.2 – Comparação entre métodos de cálculo da impedância de retorno pelo solo

Na avaliação da impedância longitudinal são comparados os resultados obtidos por meio de integração numérica das formulações de Carson e Nakagawa com os resultados obtidos mediante os métodos com aproximação logarítmica, que inclui o plano complexo de Deri e Noda. Para a integração numérica das expressões na sua forma integral foi desenvolvido um algoritmo baseado no método de integração trapezoidal proposto em [83].

As comparações e análises são feitas considerando casos de solos com variados valores de resistividade, tendo em vista os valores típicos de resistividade do solo brasileiro (de acordo com seu relevo e constituição físico-química): 100, 500, 1.000, 2.400 (valor médio em Minas Gerais), 5.000 e 10.000 $\Omega\cdot m$, [15].

O espectro de frequência utilizado nas simulações, conforme já destacado anteriormente, está entre 100 Hz e 1 MHz, pois este intervalo corresponde às frequências típicas dos surtos a que são submetidas as linhas aéreas, que abrange desde curtos-circuitos até descargas atmosféricas.

Os parâmetros do solo ainda são considerados constantes nesta seção, com o objetivo de comparar inicialmente os métodos de cálculo da impedância do solo entre si.

Na Figura 5.1, são apresentados os gráficos, em escala logarítmica, comparando as diferentes contribuições na resistência total por unidade de comprimento para casos de solos de baixa (100 $\Omega\cdot m$) e alta (10.000 $\Omega\cdot m$) resistividades. No mesmo gráfico, estão representadas as resistências interna (R_{int}), de retorno pelo solo (R_{solo} - de acordo com as metodologias de Carson, Nakagawa, Deri e Noda) e total.

A resistência interna varia com a frequência devido ao efeito pelicular – que atua diminuindo a área efetiva de condução do condutor e, conseqüentemente, provocando o aumento deste parâmetro com o incremento da frequência. Como pode ser verificado na Figura 5.1, em frequências abaixo de 200 Hz a contribuição da resistência interna na resistência total é maior do que a contribuição do solo. Por exemplo, para uma frequência de 100 Hz, que é próxima da frequência de operação do sistema elétrico brasileiro (60 Hz), em um solo de 100 $\Omega\cdot m$, a resistência interna é 0,216 Ω/km e a de retorno pelo solo é de 0,094 Ω/km , resultando em uma resistência total de 0,31 Ω/km . Ou seja, mesmo em análises de baixa frequência, próximos a 60 Hz, dependendo da precisão que se queira para o modelo da linha, a contribuição do solo deve ser levada em consideração.

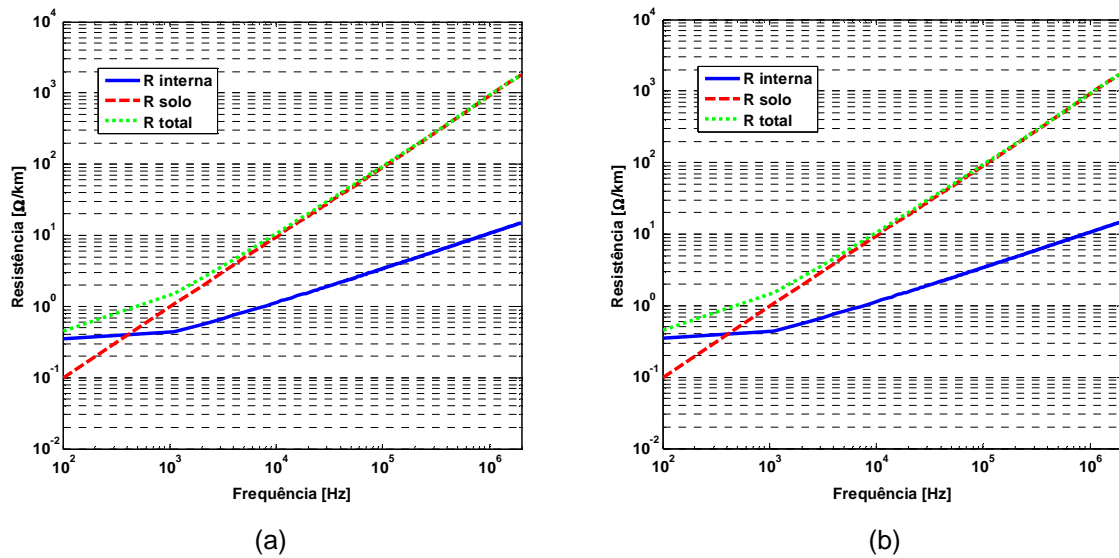


Figura 5.1: Resistência interna, de retorno pelo solo e total: Avaliação em escala logarítmica em função da frequência. (a) Solo da baixa resistividade – 100 $\Omega\cdot\text{m}$ e (b) solo de alta resistividade – 10.000 $\Omega\cdot\text{m}$.

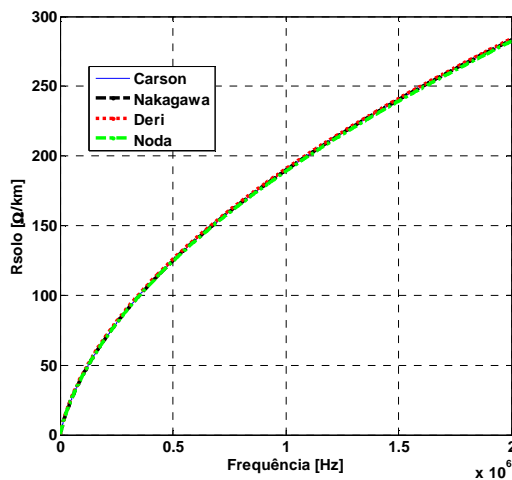
Com o auxílio da Tabela 5.1 podem-se comparar os casos de solo de baixa e alta resistividade. Até 2 kHz a contribuição dos solos de baixa e alta resistividades, no cálculo da resistência de retorno pelo solo, tem a mesma ordem de grandeza. Porém, à medida que a frequência aumenta, verificam-se resistências de retorno pelo solo com valores maiores no caso de alta resistividade – a contribuição do solo com $\rho = 10.000 \Omega\cdot\text{m}$ varia de 9,48 Ω/km em 10 kHz a 908,93 Ω/km em 1 MHz, enquanto que para solo com $\rho = 100 \Omega\cdot\text{m}$ varia de 6,95 Ω/km em 10 kHz a 189,65 Ω/km em 1 MHz.

Na Figura 5.2 são comparadas em escala linear as diferentes formulações (Tabela 2.1) utilizadas no cálculo da impedância do solo. Verifica-se que dentre as formulações que utilizam as integrais infinitas, Carson e Nakagawa, as curvas estão praticamente sobrepostas, indicando que os dois métodos atingem os mesmos resultados. Isto permite concluir que as inclusões de Nakagawa, eliminando simplificações do método de Carson, não surtem efeitos práticos apreciáveis.

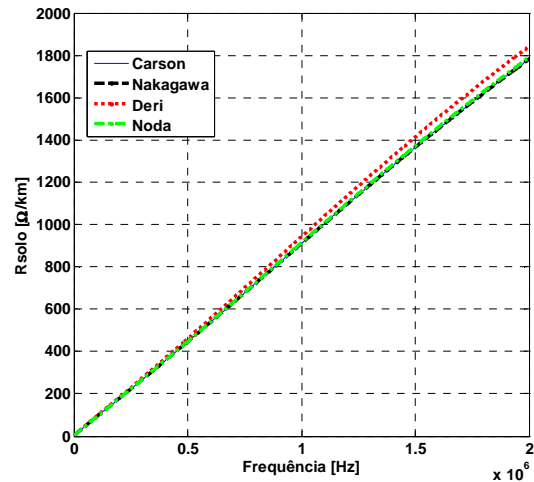
As formulações aproximadas, Deri e Noda, apresentam valores mais próximos aos obtidos por integração numérica, como o esperado. No trabalho [32], Taku Noda relata que a metodologia proposta por ele é aperfeiçoada em relação à do plano complexo de Deri. Esta afirmação é confirmada pelas curvas da Figura 5.2, uma vez que ambas as metodologias aproximadas obtiveram curvas bem semelhantes às outras, mostrando que de fato elas correspondem a aproximações assintóticas das formulações de Carson.

Tabela 5.1: Resistências internas, do solo e total: Comparação entre solos de baixa resistividade (100 Ω .m) e alta resistividade (10.000 Ω .m).

Frequência [Hz]	$R_{\text{interna}} [\Omega/\text{km}]$	$R_{\text{solo}} [\Omega/\text{km}]$ ⁴²		$R_{\text{total}} [\Omega/\text{km}]$	
		$\rho=100 \Omega\cdot\text{m}$	$\rho=10.000 \Omega\cdot\text{m}$	$\rho=100 \Omega\cdot\text{m}$	$\rho=10.000 \Omega\cdot\text{m}$
100	0,2162	0,0944	0,0982	0,3106	0,3144
500	0,2483	0,4490	0,4885	0,6973	0,7368
1 k	0,3142	0,8670	0,9731	1,1812	1,2873
2 k	0,4262	1,6541	1,9354	2,0803	2,3616
5 k	0,6380	3,7934	4,7889	4,4314	5,4269
10 k	0,8775	6,9457	9,4754	7,8232	10,3529
50 k	1,8912	25,6098	45,7077	27,501	47,5989
100 k	2,6515	42,7322	89,8124	45,3835	92,4639
500 k	5,8611	124,7524	444,9653	130,6135	450,8264
1 M	8,2664	189,6539	908,9341	197,9179	917,2004



(a)



(b)

Figura 5.2: Resistência de retorno pelo solo: Comparação entre métodos de cálculo da impedância de retorno pelo solo (Carson, Nakagawa, Deri e Taku Noda). Avaliação em escala linear em função da frequência. (a) Solo da baixa resistividade – 100 Ω .m e (b) solo de alta resistividade – 10.000 Ω .m.

Os gráficos que relacionam as resistências internas, do solo e total estão representados na Figura 5.3. A relação entre R_{solo} e R_{interna} em solo com $\rho = 100 \Omega$.m varia de 0,44 a 7,9 vezes maior, de 100 Hz a 10 kHz, atingindo um valor máximo em 1 MHz de 23

⁴² Os valores de resistência do solo da tabela correspondem aos obtidos pelas expressões de Carson. Os resultados obtidos pelos quatro tipos de expressões não apresentaram diferenças maiores de 1% entre si; portanto, não influenciam na análise do comportamento da resistência do solo em função da frequência e da resistividade do solo, de uma forma ampla.

vezes. Já em solo de maior resistividade, essa relação é bem maior com o incremento da frequência, de 100 Hz a 10 kHz varia de 0,45 a 10,8, mas atinge um valor máximo de 110 vezes em 1 MHz (Figura 5.3.a).

A resistência interna e de retorno pelo solo são iguais na frequência próxima a 200 Hz (Figura 5.3.b). A partir deste ponto, a contribuição da resistência do solo é cada vez maior, sendo predominante na resistência total em relação à resistência interna. Em altas frequências, a contribuição da resistência do solo chega a 96% da resistência total em solos de baixa resistividade e 99% no caso de alta resistividade. Ou seja, estes resultados mostram que a resistência total da linha tende ao valor da resistência do solo em altas frequências.

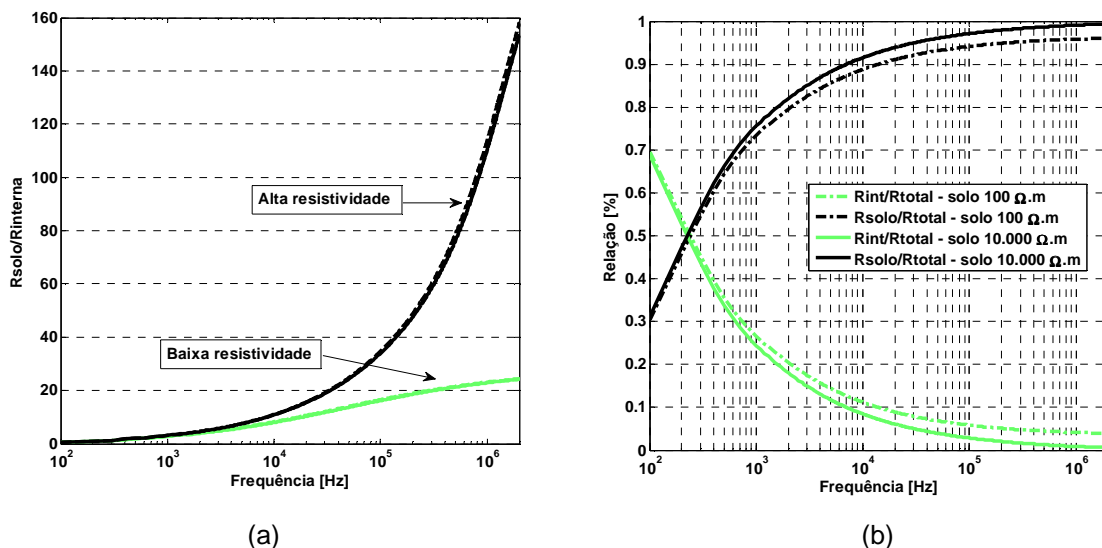


Figura 5.3: Relação entre resistências: (a) $R_{\text{solo}} / R_{\text{interna}}$ (R_{solo} inclui as curvas de todas as metodologias estudadas) e (b) $R_{\text{interna}} / R_{\text{total}}$ e $R_{\text{solo}} / R_{\text{total}}$.

As diferentes contribuições no cálculo da indutância total, por unidade de comprimento, estão representadas na Figura 5.4. No mesmo gráfico estão representadas as indutâncias interna, externa (considerando o solo ideal), do solo e total. A indutância externa total consiste na indutância calculada na consideração do solo ideal mais a indutância do solo, calculada pelas expressões de Carson, Nakagawa, Deri e Taku Noda.

O comportamento da indutância interna é inverso ao da resistência interna, diminuindo com a frequência mais fortemente a partir de 1 kHz, variando de 0,05 mH/km em 100 Hz para 1,3 $\mu\text{H}/\text{km}$ em 1 MHz (Tabela 5.2). Isto é consequência do fluxo concatenado no interior do condutor sobre a corrente; portanto, é diretamente proporcional à área efetiva de condução que diminui à medida que a frequência aumenta, devido ao efeito pelicular.

A indutância externa calculada na condição de solo ideal (condutor elétrico perfeito) é constante em toda a faixa de frequência, pois depende apenas da geometria da linha e das dimensões do condutor (raio interno e externo). A indutância do solo, semelhantemente à indutância interna, diminui com o incremento da frequência, ou seja, a indutância total tende ao valor da indutância externa.

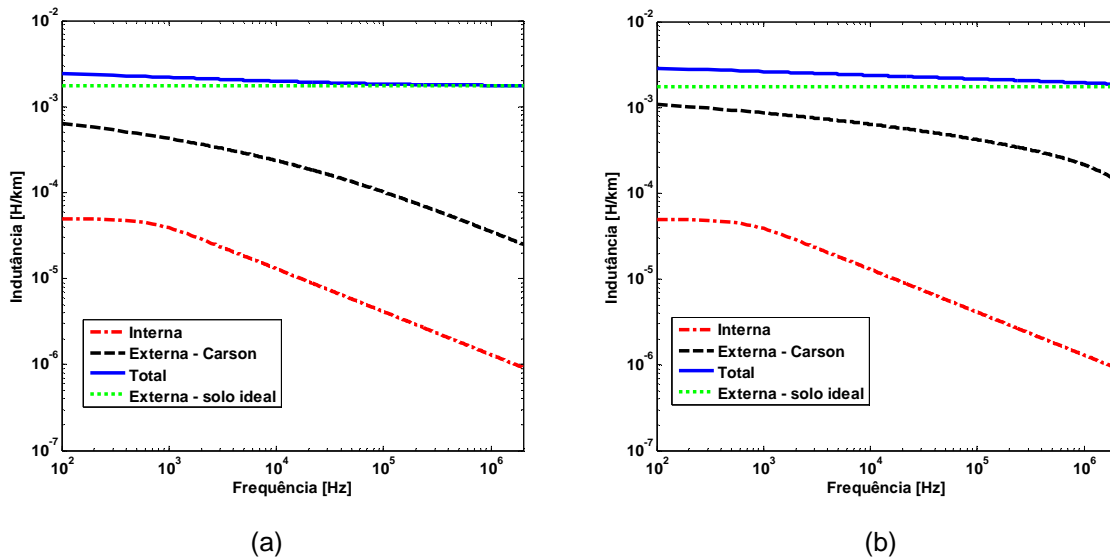


Figura 5.4: Indutância interna, externa (solo ideal e de retorno pelo solo calculada pelo método de Carson) e total: Avaliação em escala logarítmica em função da frequência. (a) Solo de baixa resistividade – $100 \Omega \cdot m$ e (b) solo de alta resistividade – $10.000 \Omega \cdot m$.

Em relação à contribuição da indutância do solo, verifica-se, com o auxílio da Figura 5.4 e da Tabela 5.2, que é influenciada pela resistividade do solo. Em solos com $\rho = 100 \Omega \cdot m$, a contribuição da indutância do solo na indutância total é menor do que em solos com $\rho = 10.000 \Omega \cdot m$. Em 100 Hz, a indutância do solo de alta resistividade é 72% maior do que em solos de baixa resistividade. Ademais, apesar de ambas as indutâncias diminuírem com a frequência, em 1 MHz essa diferença chega a ser 8 vezes maior.

Tabela 5.2: Indutâncias internas, do solo e total: Comparação entre solos de baixa resistividade (100 Ω .m) e alta resistividade (10.000 Ω .m).

Frequência [Hz]	L_{interna} [mH/km]	L_{externa} [mH/km]	L_{solo} [mH/km] ⁴³		L_{total} [mH/km]	
			$\rho=100 \Omega$.m	$\rho=10.000 \Omega$.m	$\rho=100 \Omega$.m	$\rho=10.000 \Omega$.m
100	0,0500	1,724	0,639	1,100	2,413	2,874
500	0,0461	1,724	0,487	0,933	2,2571	2,7031
1 k	0,0389	1,724	0,424	0,864	2,1869	2,6269
2 k	0,0287	1,724	0,363	0,796	2,1157	2,5487
5 k	0,0183	1,724	0,288	0,706	2,0303	2,4483
10 k	0,0130	1,724	0,235	0,639	1,972	2,376
50 k	0,0058	1,724	0,135	0,487	1,8648	2,2168
100 k	0,0041	1,724	0,102	0,423	1,8301	2,1511
500 k	0,0018	1,724	0,049	0,281	1,7748	2,0068
1M	0,0013	1,724	0,035	0,216	1,7603	1,9413

A Figura 5.5 mostra o mesmo comportamento verificado na Figura 5.2, o de concordância entre os métodos de cálculo da indutância do solo. Como é verificado nas curvas da resistência do solo, os resultados de Carson e Nakagawa são muito próximos, fazendo com que as curvas geradas sejam praticamente sobrepostas. Já entre os métodos aproximados, a curva que representa a metodologia de Taku Noda se aproxima mais das originadas por integração numérica do que a curva de Deri. Apesar de haver diferenças entre as curvas, esta não ultrapassa 2,5%, com valores maiores obtidos pela metodologia do plano complexo de Deri.

Mais análises de proporção podem ser realizadas com a observação da Figura 5.6 e da Figura 5.7. Verifica-se, por exemplo, que a indutância do solo é maior do que a interna em toda a faixa de frequência, e menor que a externa (solo ideal). Em solo de baixa resistividade, a indutância interna representa pouco mais de 2% da indutância total em 100 Hz, ao passo que a do solo representa 27% e a externa 71%. Em 1 MHz, estas contribuições passam a ser de 0,05%, 1,95% e 98%, respectivamente. Para solos com resistividade de 10.000 Ω .m as porcentagens de indutância do solo são um pouco maiores, sendo em 100 Hz igual a 38% do total e em 1 MHz menos de 12%.

⁴³ Os valores de indutância do solo da tabela correspondem aos obtidos pelas expressões de Carson. Os resultados obtidos pelos quatro tipos de expressões não apresentaram diferenças maiores de 1% entre si; portanto, não influenciam na análise do comportamento da indutância do solo em função da frequência e da resistividade do solo, de uma forma ampla.

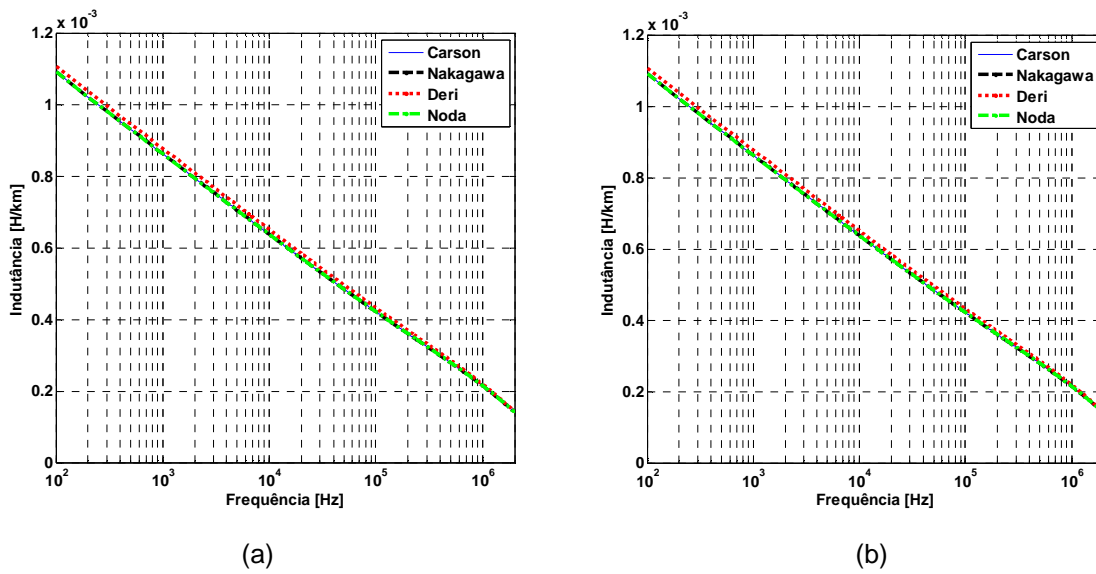


Figura 5.5: Indutância de retorno pelo solo: Comparação entre métodos de cálculo da impedância de retorno pelo solo (Carson, Nakagawa, Deri e Taku Noda). (a) Solo da baixa resistividade – $100 \Omega \cdot \text{m}$ e (b) solo de alta resistividade – $10.000 \Omega \cdot \text{m}$.

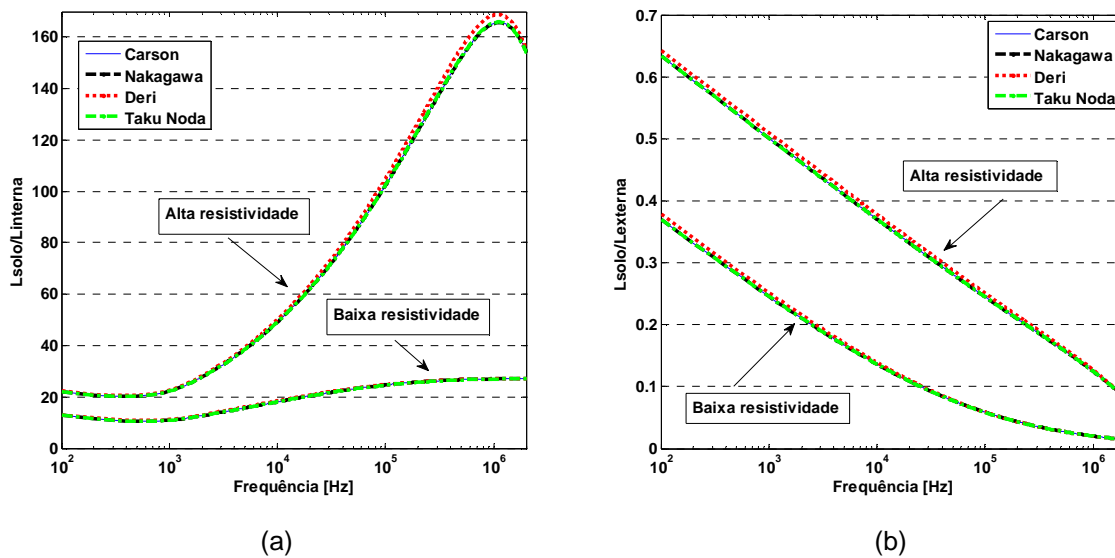


Figura 5.6: Relação entre indutâncias para solos de baixa resistividade ($100 \Omega \cdot \text{m}$) e alta resistividade ($10.000 \Omega \cdot \text{m}$): (a) $L_{\text{solo}} / L_{\text{interna}}$ (L_{solo} inclui as curvas de todas as metodologias estudadas) e (b) $L_{\text{solo}} / L_{\text{externa}}$.

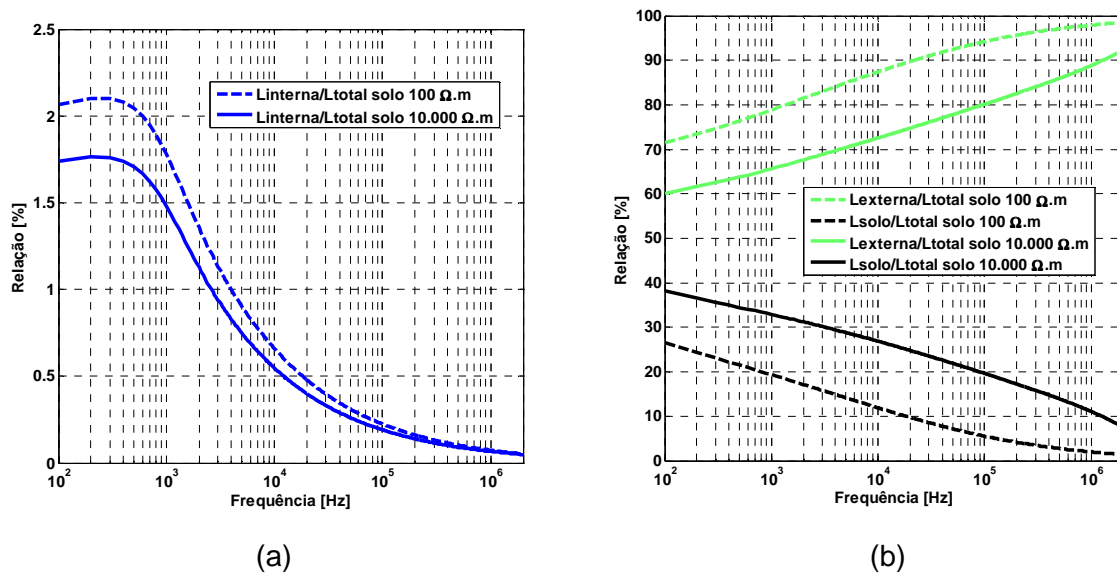


Figura 5.7: Relação entre indutâncias: (a) $L_{\text{interna}} / L_{\text{total}}$ e (b) $L_{\text{externa}} / L_{\text{total}}$ e $L_{\text{solo}} / L_{\text{total}}$.

5.3 – Análise de sensibilidade da consideração dos parâmetros do solo variando com a frequência

Neste item, avalia-se a influência da consideração da variação com a frequência da condutividade (σ_{solo}) e da permissividade (ϵ_{solo}) do solo no cálculo dos parâmetros longitudinais da linha monofásica. São comparados os resultados provenientes de quatro metodologias de cálculo de σ e ϵ do solo em função da frequência:

- ✓ H. S. Scott – 1967 [17];
- ✓ C. L. Longmire – 1975 [18];
- ✓ S. Visacro – 1987 [10];
- ✓ C. Portela – 1999 [11].

As relações entre as resistências do solo, calculadas considerando a variação dos parâmetros do solo com a frequência, e a calculada considerando estes parâmetros constantes estão ilustradas na Figura 5.8. O método de cálculo da impedância do solo utilizado em todas as curvas foi o de Carson [28].

Na Figura 5.8.a, em solo de resistividade baixa, ocorre uma concordância entre as curvas até frequências próximas de 10 kHz; a partir daí, as curvas que utilizam σ e ϵ variando com a frequência segundo as metodologias de Visacro e Portela começam a diferir significativamente das demais. A curva que relaciona a metodologia de Visacro, por exemplo, apresenta em 1 MHz um valor de resistência do solo 20% menor do que a

consideração de σ e ϵ constantes. Com o incremento da resistividade (Figura 5.8.b) todas as curvas apresentam diferenças significativas em alguma faixa de frequência. A metodologia de Portela é a que mais destoa das demais, desde frequências baixas, com valores maiores, e atinge em 1 MHz um valor 70% menor do que o valor da resistência do solo com σ e ϵ constantes.

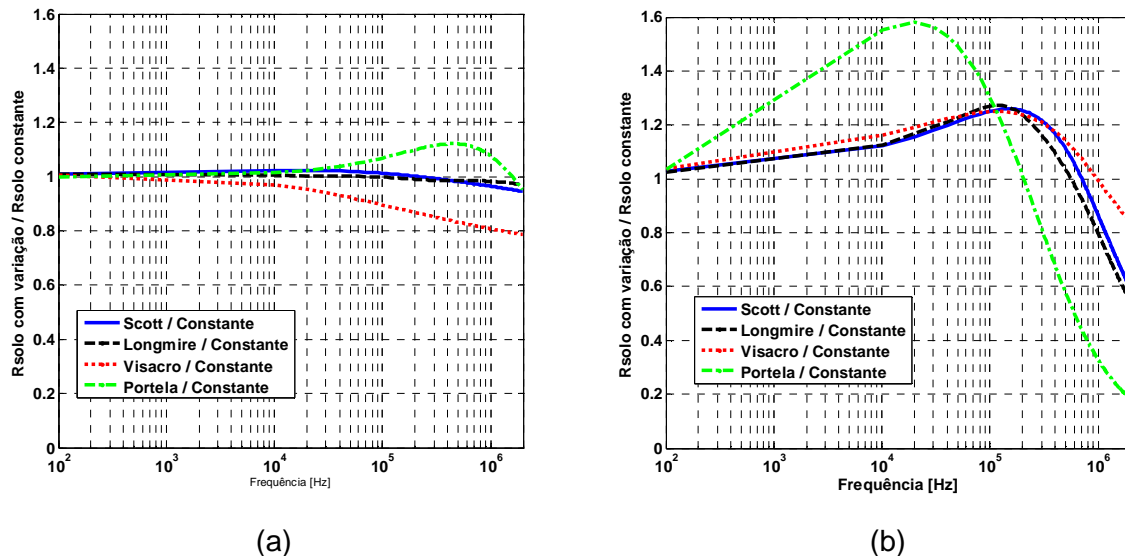


Figura 5.8: Relação entre resistências do solo – R_{solo} com variação / R_{solo} constante: (a) Solo da baixa resistividade – $100 \Omega \cdot m$ e (b) solo de alta resistividade – $10.000 \Omega \cdot m$.

A distinção entre os resultados obtidos com a consideração da dependência de σ e ϵ do solo com a frequência também é bastante pronunciada no cálculo da indutância do solo, principalmente em altas frequências (Figura 5.9). Em solo de $\rho = 100 \Omega \cdot m$, com exceção da curva obtida pela metodologia de Visacro que se diferencia das demais já em baixas frequências, as outras metodologias começam a apresentar maiores diferenças a partir de 10 kHz. Porém, em solos com $\rho = 10.000 \Omega \cdot m$ a alteração dos valores obtidos com σ e ϵ variáveis já é significativa em 1 kHz, para todas as metodologias. Mais uma vez a curva obtida com a inclusão de σ e ϵ variando segundo a metodologia de Portela mostra diferenças maiores. Em 1 MHz, o valor da indutância do solo com parâmetros constantes é aproximadamente 13 vezes maior do que o valor com a consideração da metodologia de Portela.

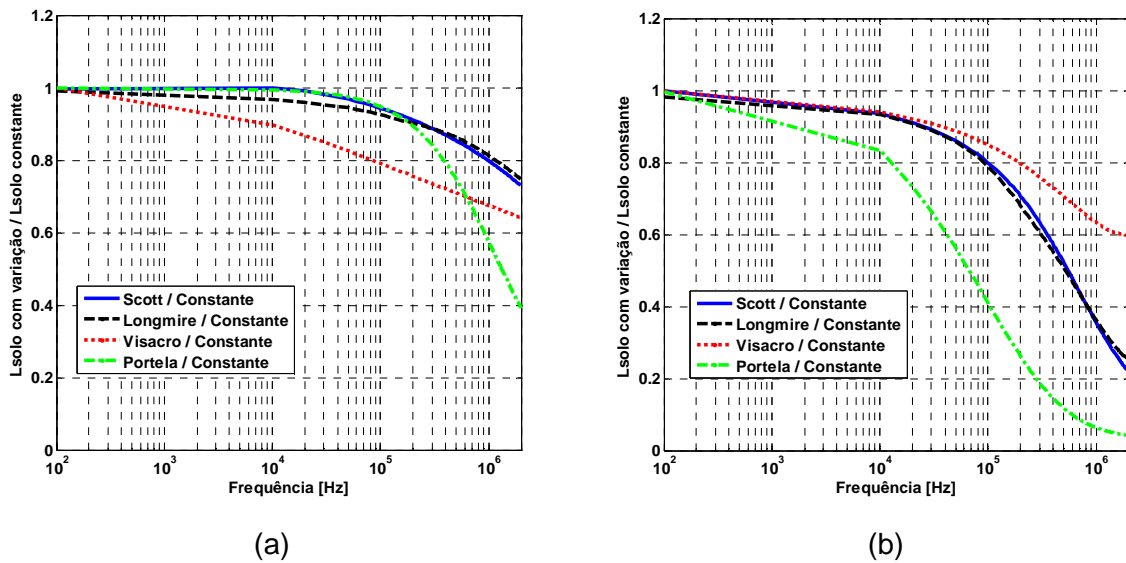


Figura 5.9: Relação entre indutâncias do solo – L_{solo} com variação / L_{solo} constante: (a) Solo da baixa resistividade – $100 \Omega \cdot \text{m}$ e (b) solo de alta resistividade – $10.000 \Omega \cdot \text{m}$.

É válido comparar também a relação entre as resistências e indutâncias totais da linha, pois a influência da consideração dos parâmetros do solo variando com a frequência é restrita às parcelas de resistência e indutância do solo, sendo que a resistência total é igual a $R_{\text{int}} + R_{\text{solo}}$ e a indutância total é igual a $L_{\text{int}} + L_{\text{ext}} + L_{\text{solo}}$.

Como esperado, a relação entre as resistências totais (Figura 5.10) apresenta grandes diferenças, assim como a relação entre as resistências do solo (Figura 5.8). Isto ocorre porque a contribuição do solo na resistência total é expressiva, principalmente em altas frequências (Figura 5.1 e Tabela 5.1).

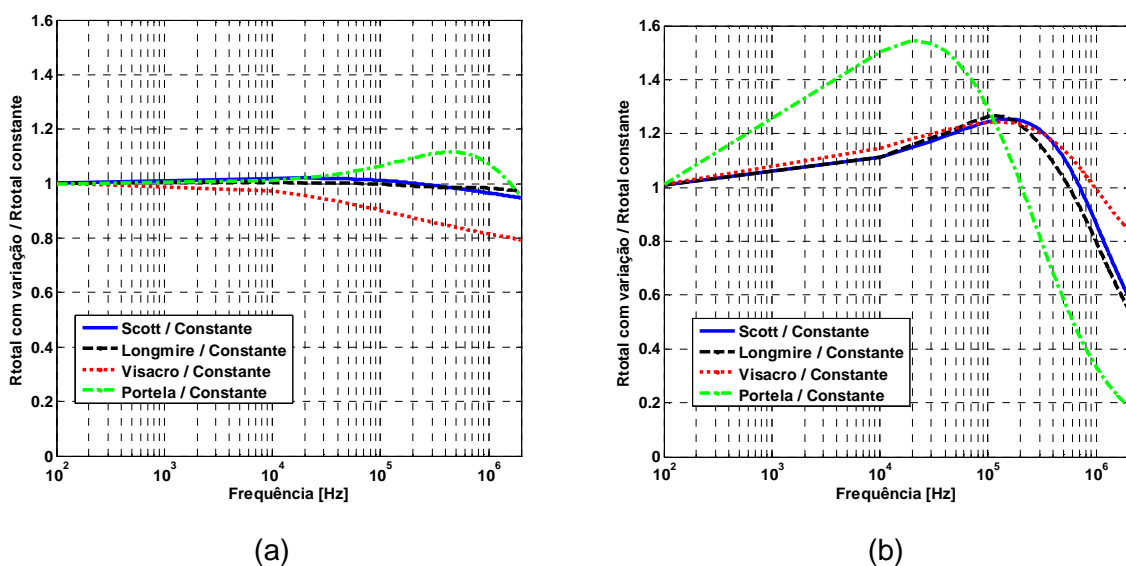


Figura 5.10: Relação entre resistências totais – R_{total} com variação / R_{total} constante: (a) Solo da baixa resistividade – $100 \Omega \cdot \text{m}$ e (b) solo de alta resistividade – $10.000 \Omega \cdot \text{m}$.

Porém, a mesma comparação entre as indutâncias totais (Figura 5.11) revela um comportamento bem diferente da comparação das indutâncias do solo (Figura 5.9). A contribuição da indutância do solo na indutância total é bem pequena (Figura 5.4 e Tabela 5.2), sendo que a indutância total tende ao valor da indutância externa, calculada com a consideração do solo ideal. Por isso, as diferenças entre as indutâncias totais calculadas com σ e ϵ do solo variando não passam de 2% em solos de baixa resistividade (Figura 5.11.a) e, em alta resistividade, a maior diferença é pronunciada pela curva de Portela, sendo menos de 14%.

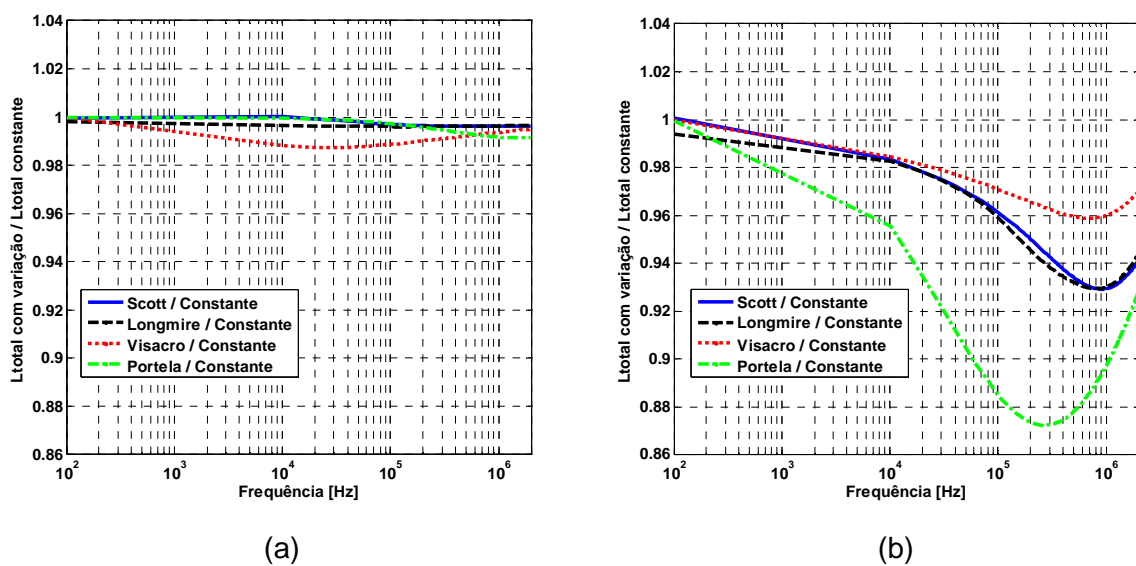


Figura 5.11: Relação entre indutâncias totais – L_{total} com variação / L_{total} constante: (a) Solo de baixa resistividade – 100 $\Omega.m$ e (b) solo de alta resistividade – 10.000 $\Omega.m$.

O comportamento do módulo da impedância longitudinal total da linha sob a influência da variação dos parâmetros do solo variando com a frequência é analisado na Figura 5.12. Seguindo a tendência observada nos gráficos anteriores, as curvas que representam σ e ϵ variando segundo as metodologias de Visacro e Portela apresentam maiores diferenças se comparadas às curvas de Scott e Longmire, que são próximas entre si em todas as análises. Os resultados já começam a divergir a partir de 1 kHz em solo de baixa e alta resistividade. Mas as maiores diferenças são encontradas para alta resistividade do solo e em altas frequências – em 1 MHz o valor fornecido pela curva de Portela é 80% menor que o valor com parâmetros constantes, o valor de Longmire e Scott é aproximadamente 53% menor e o de Visacro é 23% menor.

É possível verificar que, apesar da consideração dos parâmetros do solo variando ter resultado em valores de resistência do solo maiores do que sem essa consideração, em

algumas faixas de frequência, os resultados na impedância da linha com os novos valores de σ e ϵ apresentaram somente valores menores, independente da metodologia analisada.

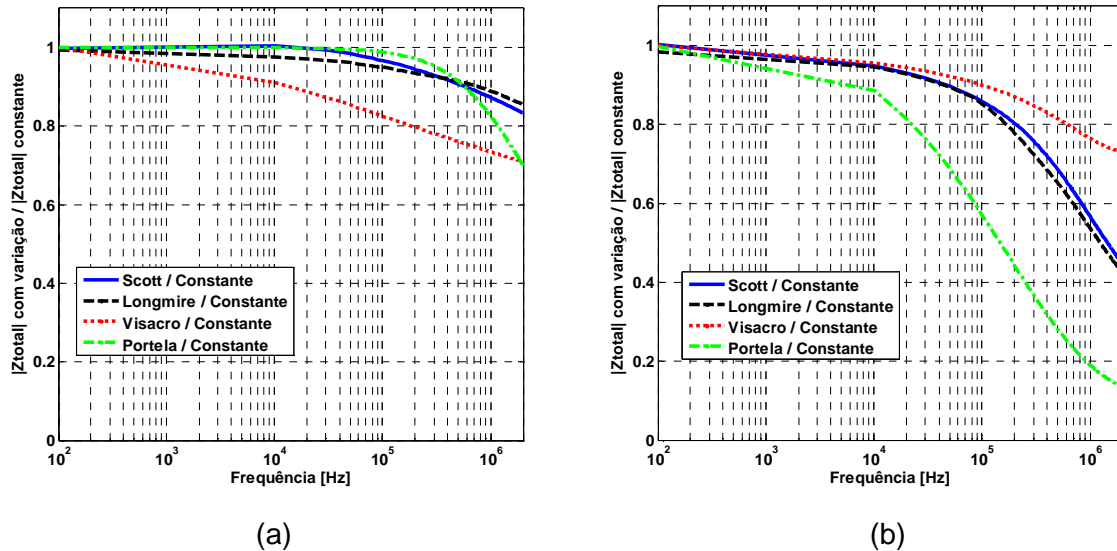


Figura 5.12: Relação entre módulo de impedâncias totais – $|Z_{total}|$ com variação / $|Z_{total}|$ constante: (a) Solo da baixa resistividade – 100 $\Omega.m$ e (b) solo de alta resistividade – 10.000 $\Omega.m$.

5.4 – Análise de sensibilidade dos parâmetros de propagação da linha considerando condutividade e permissividade do solo dependentes da frequência

A constante de propagação γ é um importante parâmetro para avaliar o comportamento das ondas eletromagnéticas se propagando em uma linha de transmissão. Esta constante, que determina atenuação e defasamento do campo eletromagnético, é fortemente influenciada pela variação da condutividade e da permissividade do solo com a frequência e é expressa pela equação (5.1).

$$\gamma = \sqrt{(R + j\omega L)(G + j\omega C)} = \alpha + j\omega\beta \quad (5.1)$$

Porém, a admitância transversal $(G + j\omega C)$ é reduzida ao termo $j\omega C$, porque a condutância é desprezada, pois o condutor está imerso no ar, que é considerado um bom dielétrico (como já amplamente discutido no Capítulo 2). De acordo com os resultados apresentados em [19] e [82], a capacitância transversal é calculada satisfatoriamente na condição de solo ideal.

A parcela real α [néper/km] é a constante de atenuação, que caracteriza o amortecimento da amplitude da onda. A parcela imaginária β [rad/km] representa a variação de fase das ondas durante a propagação, conhecida como constante de fase.

A sensibilidade da constante de atenuação em relação à variação dos parâmetros do solo com a frequência já é pronunciada em solos de baixa resistividade e em altas frequências – a partir de 10 kHz (Figura 5.13.a). Em solos com maior resistividade, a sensibilidade é ainda maior, presente desde 100 Hz, e as metodologias que mais variam são a de Portela – em todo o espectro de frequência e a de Visacro – em altas frequências (Figura 5.13.b).

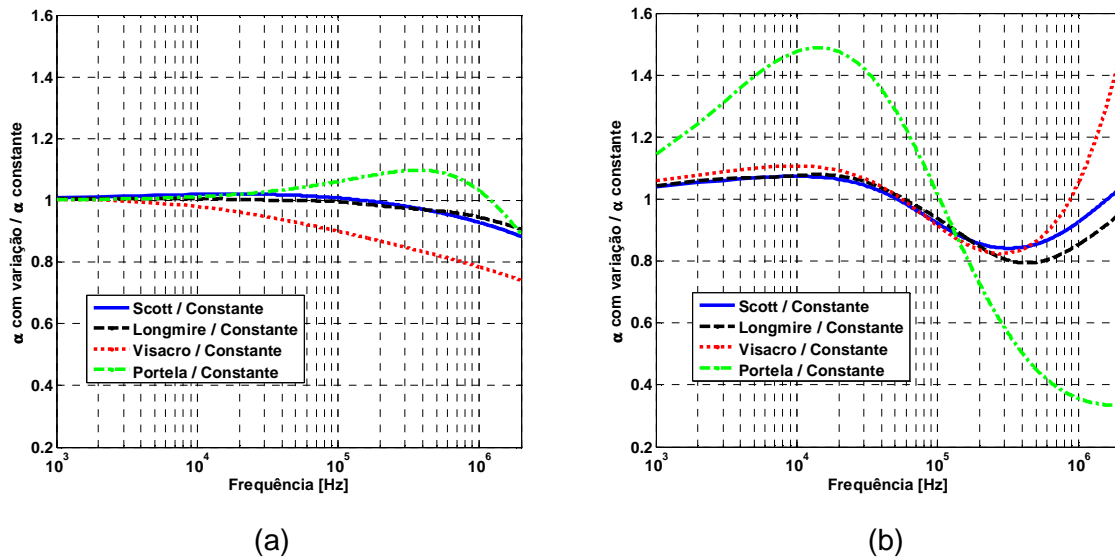


Figura 5.13: Relação entre constante de atenuação – α com variação / α constante: (a) Solo da baixa resistividade – 100 $\Omega \cdot m$ e (b) solo de alta resistividade – 10.000 $\Omega \cdot m$.

A parcela imaginária da constante de propagação é pouco influenciada pela consideração de σ e ϵ do solo dependentes da frequência, como pode ser verificado na Figura 5.14. Para baixas resistividades de solo, as diferenças entre a consideração ou não desta variação não chegam a 1%. Mesmo em solos de alta resistividade não ultrapassam 6% (curva de Portela – 100 kHz).

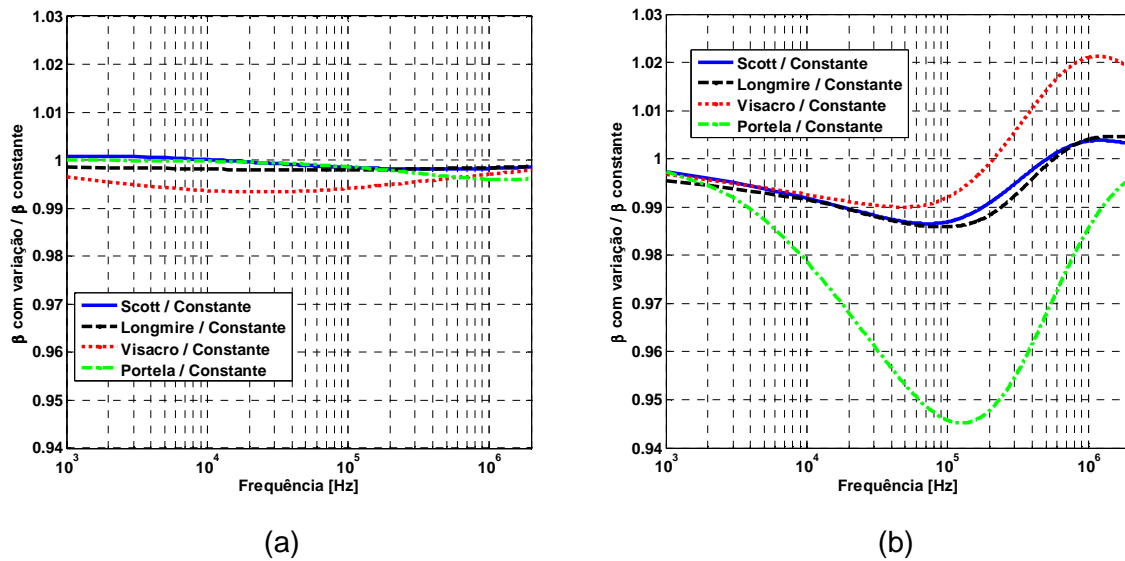


Figura 5.14: Relação entre constante de fase – β com variação / β constante: (a) Solo da baixa resistividade – 100 Ω .m e (b) solo de alta resistividade – 10.000 Ω .m.

A impedância característica Z_c também é uma grandeza importante na caracterização do comportamento transitório de uma linha de transmissão, pois representa a razão entre a tensão e a corrente que se propagam em uma mesma direção em qualquer ponto da linha. É calculada pela equação (5.2).

$$Z_c = \sqrt{\frac{(R + j\omega L)}{(G + j\omega C)}} \quad (5.2)$$

As mesmas considerações feitas sobre a admitância transversal para a constante de propagação são aplicadas no cálculo da impedância característica.

Por se tratar de um número complexo, Z_c deve ser avaliada em termos de módulo e ângulo. A Figura 5.15 ilustra o comportamento do módulo da impedância característica, que é pouco influenciado pela variação dos parâmetros do solo com a frequência, em todos os tipos de solo analisados.

Observa-se na Figura 5.16, porém, que o mesmo não ocorre na análise do ângulo da impedância característica. Esta parte de Z_c está relacionada com as perdas longitudinais na linha de transmissão, que por sua vez está relacionada com a resistência da linha. É possível observar a similaridade destas curvas com os gráficos da Figura 5.8 e 5.13. A sensibilidade do ângulo de Z_c é a mesma da resistência do solo e da constante de atenuação à variação dos parâmetros do solo com a frequência.

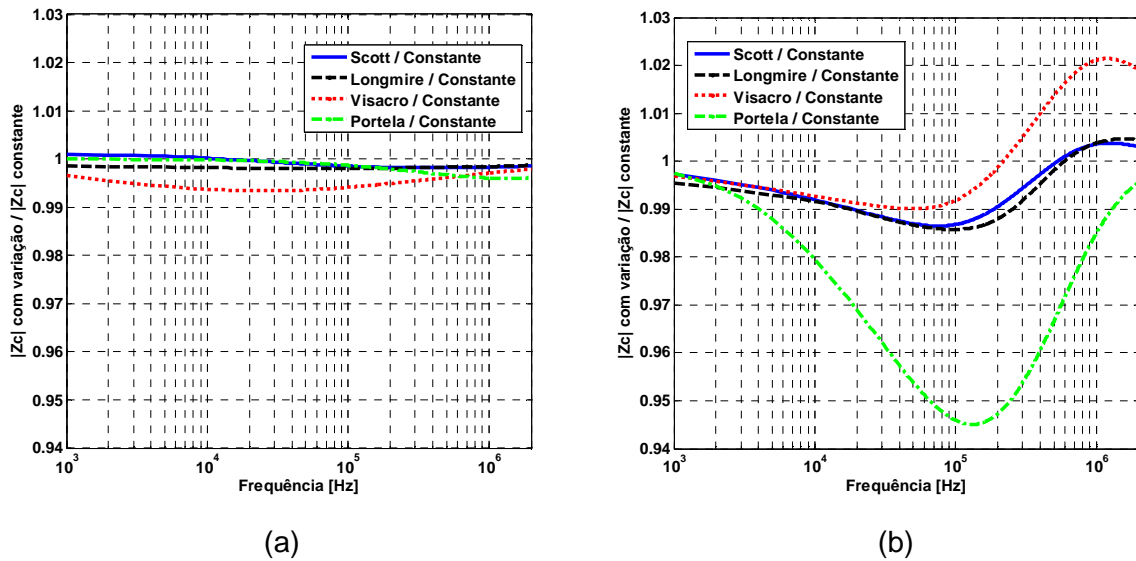


Figura 5.15: Relação entre módulo da impedância característica da linha – $|Z_c|$ com variação / $|Z_c|$ constante: (a) Solo da baixa resistividade – 100 $\Omega \cdot m$ e (b) solo de alta resistividade – 10.000 $\Omega \cdot m$.

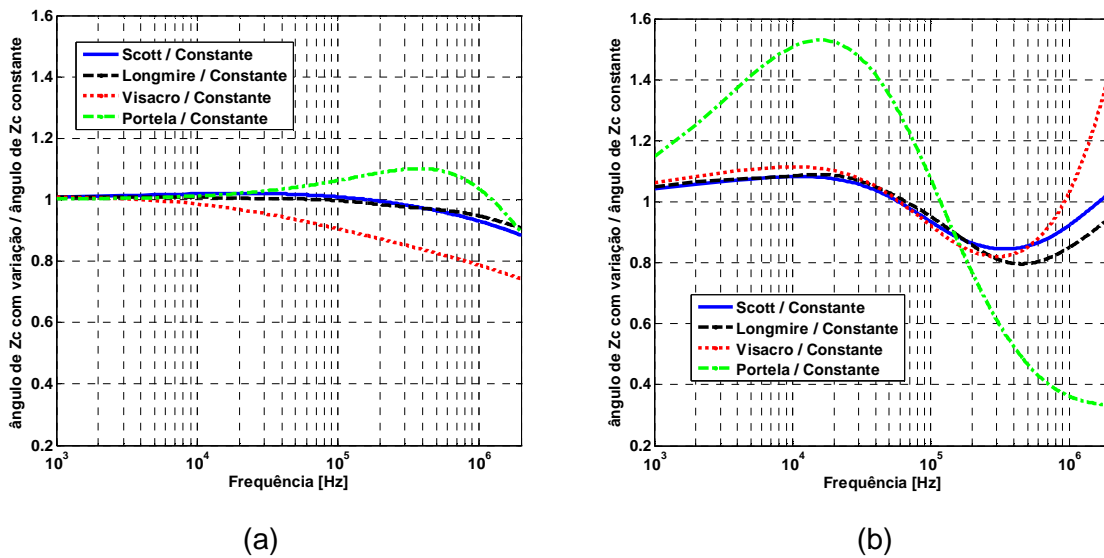


Figura 5.16: Relação entre ângulo da impedância característica da linha – ângulo de Z_c com variação / ângulo de Z_c constante: (a) Solo da baixa resistividade – 100 $\Omega \cdot m$ e (b) solo de alta resistividade – 10.000 $\Omega \cdot m$.

5.5 – Conclusões

Neste capítulo é apresentado o estudo dos parâmetros longitudinais da linha aérea monofásica, acima de um solo com perdas. O cálculo da impedância de retorno pelo solo é avaliado mediante métodos de integração numérica das formulações de Carson e Nakagawa e outros dois métodos aproximados, desenvolvidos como alternativa para a solução das integrais infinitas de Carson, fornecendo aproximações assintóticas, sendo estes o método do plano complexo proposto por Deri e a aproximação logarítmica dupla proposta por Noda.

Comparando os diferentes métodos de cálculo da impedância longitudinal, nota-se coerência nos resultados apresentados: os métodos de cálculo via integração numérica apresentaram resultados praticamente iguais, em toda a faixa de frequência analisada (100 Hz a 1 MHz). Isto mostra que as simplificações eliminadas por Nakagawa das expressões de Carson não influenciam, de forma significativa, nos resultados, permitindo assim a aplicação das integrais infinitas no cálculo da impedância do solo em qualquer meio.

Dentre os métodos aproximados, o proposto por T. Noda é assintoticamente mais próximo dos resultados encontrados via integração numérica do que o método de Deri, como esperado, pois esta é a proposta do autor na elaboração da sua formulação. Os resultados de Deri, apesar de diferenciarem um pouco mais do que os de Noda, ainda são satisfatórios, dependendo do nível de precisão que se deseja nos cálculos, pois as diferenças não foram maiores do que 4%. Vale ressaltar que a aproximação destes métodos depende da configuração geométrica da linha e são analisadas para o caso trifásico no Capítulo 6.

Independente do método de cálculo da impedância longitudinal utilizado, fica clara a predominância da parcela da resistência do solo no valor da resistência série total da linha. Até aproximadamente 200 Hz a contribuição da resistência interna é maior, mas com o incremento da frequência, a contribuição da resistência do solo é mais significativa, fazendo com que o valor da resistência total tenda ao valor da resistência do solo em altas frequências. Na indutância total da linha o efeito do solo não é muito significativo. Apesar da parcela de indutância do solo ser maior do que a indutância interna em todo o espectro de frequência, ela não é maior que 1,5% da indutância total em solos de baixa resistividade e 7,5% em solos de alta resistividade, em altas frequências. A indutância total tendo ao valor da indutância externa calculada na consideração do solo ideal, sem perdas.

A representação do solo com parâmetros dependentes da frequência no cálculo dos parâmetros da linha também é avaliada. As análises são realizadas sob a ótica de quatro

metodologias de cálculo de σ e ϵ do solo variando com a frequência. A influência desta consideração é implementada na análise da impedância longitudinal e nos parâmetros de propagação da linha, a saber: constante de propagação e impedância característica. Os resultados mostraram a existência de uma forte divergência entre os valores obtidos por metodologias distintas. As metodologias de Scott e Longmire apresentam em todas as análises um comportamento semelhante. Já as metodologias de Portela e Visacro se destoam das demais e entre si, dependendo do parâmetro analisado, da faixa de frequência e da resistividade do solo medida em baixa frequência. Por exemplo, em solo de alta resistividade, a resistência do solo calculada com a consideração de σ e ϵ variantes pela metodologia de Portela alcança valores 60 % maiores do que quando se considera σ e ϵ constantes, até 100 kHz, e a variação é tão expressiva que a mesma metodologia apresenta em 1 MHz um valor 70 % menor em relação ao valor calculado tradicionalmente.

Em resumo, observa-se que considerar os parâmetros do solo constantes é uma aproximação conservadora, uma vez que a impedância longitudinal calculada com estes parâmetros variando com a frequência apresenta menores amplitudes. Mas as diferenças percentuais entre estas duas formas de cálculo são bastante significativas, mostrando que a dependência com a frequência dos parâmetros do solo é importante no ponto de vista de erros de modelagem dos parâmetros da linha.

CAPITULO 6 – RESULTADOS E ANÁLISES PARA LINHAS AÉREAS TRIFÁSICAS

6.1 – Introdução

No presente capítulo, os resultados numéricos obtidos permitem a análise dos métodos de cálculo de impedância longitudinal de uma linha trifásica. Este capítulo tem os seguintes objetivos:

- (i) Comparação entre os resultados obtidos via integração completa das integrais infinitas de Carson (Carson [28] e Nakagawa [30]) e os métodos aproximados mais utilizados na literatura (Deri [31] e Noda [32]). Apesar desta comparação já ter sido realizada no capítulo anterior, no caso de linha monofásica, é necessária a avaliação para o caso trifásico, uma vez que os erros associados aos métodos aproximados dependem dos raios dos condutores, da configuração da linha e da frequência do sinal;
- (ii) Analisar a influência da consideração dos parâmetros do solo variando com a frequência nos parâmetros longitudinais da linha de transmissão trifásica.

A configuração utilizada consiste em uma linha de transmissão trifásica com circuito simples, de 345 kV da CEMIG – Companhia Energética de Minas Gerais, considerada idealmente transposta [84]. A silhueta da torre e as características da linha estão descritas na Figura 6.1 e na Tabela 6.1, respectivamente.

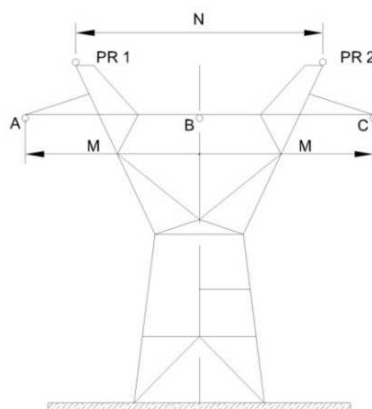


Figura 6.1: Silhueta da torre do sistema – Linha de Transmissão de 345 kV.

Tabela 6.1: Linha de Transmissão trifásica circuito simples de 345 kV.

Características linhas 345 kV - CEMIG	
Tensão de operação	345 kV
Nº de condutores/fase	2
Tipo de condutores fase	CAA
Código dos condutores fase	Ruddy
Nº de cabos para-raios (PR)	2
Tipo dos cabos para-raios	Aço Galvanizado
Código dos condutores para-raios	3/8 EHS
Distância entre subcondutores	0,457 m
Altura média fase A	14,29 m
Altura média fase B	14,29 m
Altura média fase C	14,29 m
Altura média cabos para-raios	27,89 m
Diâmetro cabos fase	28,74 mm
Diâmetro cabos para-raios (PR)	9,52 mm
Vão Médio	421 m
M	9,5 m
N	6,85 m

As análises são realizadas no domínio modal, que é uma solução proposta e bem conhecida na literatura para solução das equações da linha em forma matricial, principalmente em estudo de transitórios, [70], [84].

A transformação modal é essencialmente uma mudança de base vetorial, caracterizada por desacoplar um grupo de equações. Isso pode ser tipicamente aplicado às matrizes impedância de uma linha que, no domínio das fases, apresentam acoplamento entre fases. Esta transformação permite que o sistema trifásico seja tratado como um sistema de três circuitos monofásicos independentes [85]. Neste trabalho é utilizada a matriz de transformação de Clarke, [85].

No domínio dos modos, a matriz de impedância em componentes de fase é transformada em uma matriz de impedância em modo composta por três impedâncias desacopladas: um modo homopolar (modo 0) e dois modos não homopolares (modo α e modo β), também conhecidos como modo homopolar "1" e modo não homopolar "2", respectivamente. Os três modos apresentam impedância característica e velocidade de propagação distintas [86]. Na linha idealmente transposta os modos são exatos e o modo homopolar corresponde aos componentes de sequência zero e os não homopolares são idênticos e correspondem aos componentes de sequência positiva.

6.2 – Comparação entre métodos de cálculo da impedância de retorno pelo solo

Na presente seção é feita uma comparação entre as impedâncias longitudinais calculadas a partir das formulações de Carson, bem como as expressões de Nakagawa que se baseia nestas, e os modelos aproximados do plano complexo de Deri e Noda. As diferenças assintóticas entre os métodos aproximados e a integração numérica estão condicionadas às simplificações e aproximações de cada método em particular. Em seu trabalho, Carson supõe a propagação na direção axial do condutor infinito inicialmente nula ([28] e [50]), enquanto que Nakagawa considera o coeficiente de propagação inicial igual ao do ar ([29] e [30]). Já a aproximação assintótica dos métodos aproximados de Deri e Noda é influenciada pela configuração da linha, pois quando comparados com o método de Carson, podem apresentar erros significativos dependendo da distância horizontal entre os condutores de fase e altura destes em relação ao solo. Portanto, faz-se necessária a análise em particular de linhas trifásicas do comportamento da impedância longitudinal, especificamente a parcela contribuída pelo solo, obtidas por cada um dos métodos de cálculo em questão.

Na Figura 6.2 estão representadas as resistências modais calculadas pelas quatro metodologias estudadas. Como era de se esperar, a variação da resistividade do solo influencia mais na resistência homopolar, pois está relacionada com os componentes de sequência zero. Comparando os gráficos (a) e (b) fica clara essa influência. O mesmo comportamento pode ser verificado na análise da indutância modal na Figura 6.3.

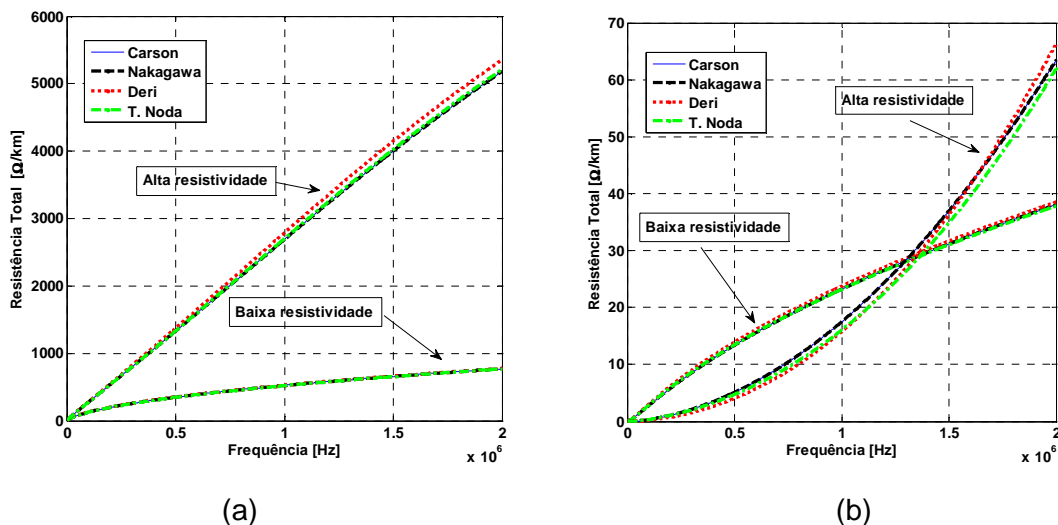


Figura 6.2: Resistências modais em escala linear para solos de alta e baixa resistividade: (a) Modo 1 – homopolar e (b) Modo 2 – não homopolar.

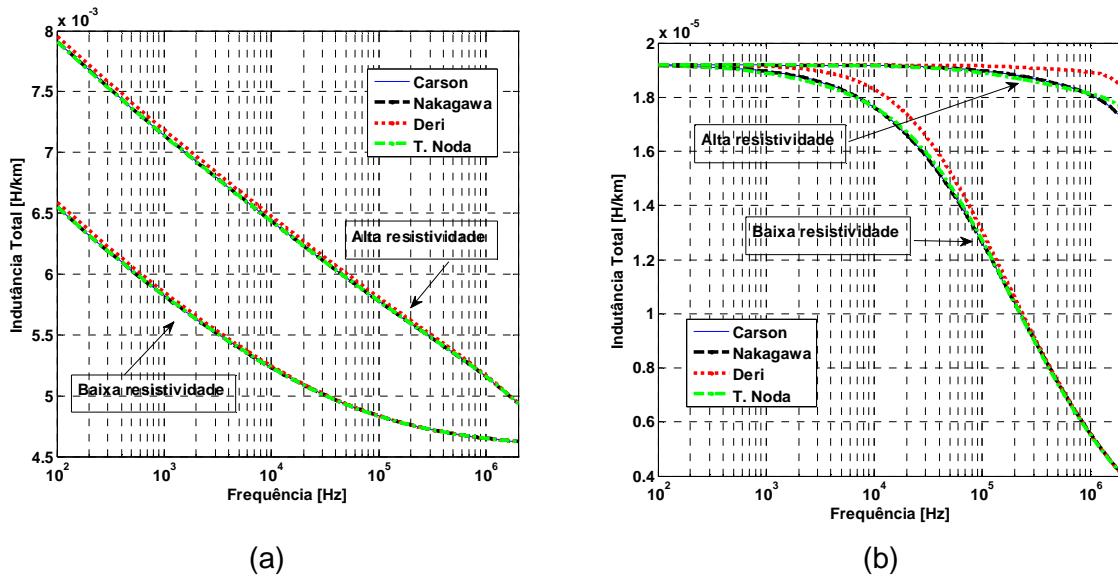


Figura 6.3: Indutâncias modais em escala linear para solos de alta e baixa resistividade: (a) Modo 1 – homopolar e (b) Modo 2 – não homopolar.

As diferenças entre os cálculos via integração numérica e os cálculos por métodos aproximados estão representadas nas Figuras 6.4 – 6.7. Nesta análise são gerados os gráficos com as diferenças percentuais entre os métodos aproximados (Deri e Noda) e a formulação de Carson, uma vez que os resultados oriundos das formulações de Carson e Nakagawa são praticamente iguais. São calculadas as resistências e indutâncias totais no domínio das fases, para verificação das parcelas próprias e mútuas individualmente.

Faz-se importante observar as diferenças entre estes resultados pelo fato de os métodos aproximados poderem apresentar erros significativos para grandes espaçamentos horizontais entre os condutores de fase em relação à altura dos mesmos, tendo o solo como referência.

De acordo com a Figura 6.4, para os tipos de solos analisados, as diferenças entre o cálculo de Deri e Carson não ultrapassam 3,6%, enquanto que o cálculo obtido por Noda apresenta uma maior concordância, com no máximo 0,5% de diferença. Como verificado no caso monofásico, o método aproximado de Noda está mais em conformidade com os valores obtidos pelas integrais de Carson.

Resultados semelhantes são verificados para as resistências mútuas na Figura 6.5, com diferenças um pouco maiores tanto para a análise do cálculo de Deri como de Noda. Em solos de alta resistividade, por exemplo, o cálculo de Deri divergiu em pouco mais de 4% e de Noda continuou sendo mais concordante com o cálculo de Carson, com diferenças menores do que 0,8%.

As indutâncias próprias e mútuas também foram analisadas em termos de diferenças percentuais (Figura 6.6 e Figura 6.7). Ambos os métodos aproximados, Deri e Noda, apresentam diferenças muito pequenas, que não ultrapassam 0,7%. Isto se deve ao fato de que a contribuição da indutância do solo na indutância total é muito pequena, como verificado no capítulo anterior. A indutância total tende ao valor da indutância externa calculada na condição de solo ideal.

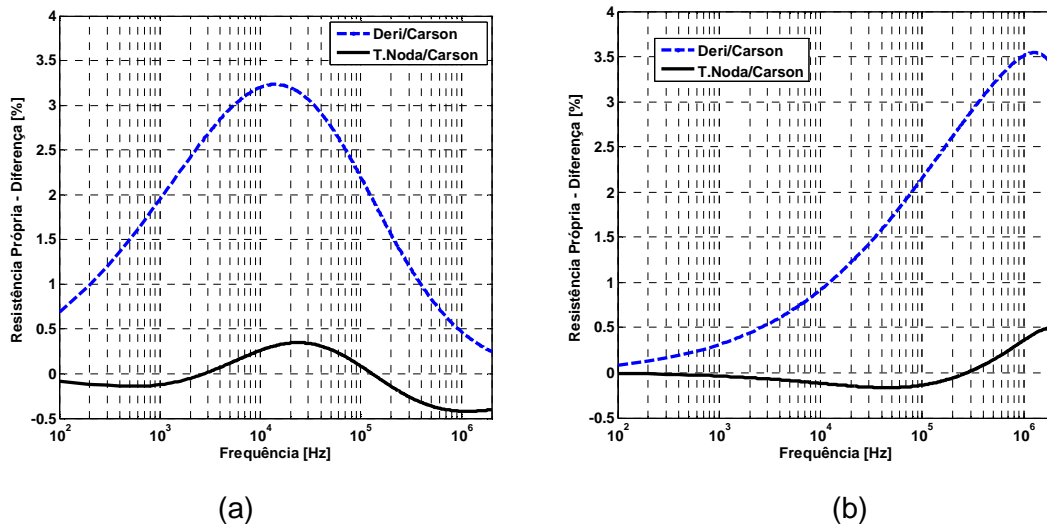


Figura 6.4: Resistências Próprias – Diferenças percentuais entre cálculo feito por métodos aproximados e o cálculo via integração numérica de Carson: (a) Solo com $\rho=100 \Omega.m$ e (b) Solo com $\rho=10.000 \Omega.m$.

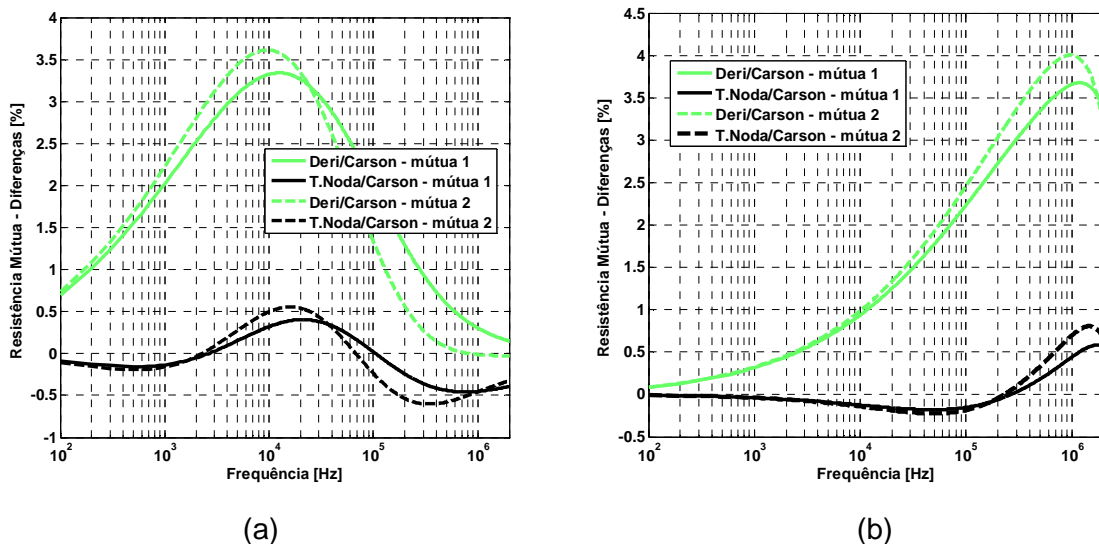


Figura 6.5: Resistências Mútuas⁴⁴ – Diferenças percentuais entre cálculo feito por métodos aproximados e o cálculo via integração numérica de Carson: (a) Solo com $\rho=100 \Omega.m$ e (b) Solo com $\rho=10.000 \Omega.m$.

⁴⁴ A resistência mútua entre as fases A e B está representada no gráfico como mútua 1 e entre as fases A e C como mútua 2.

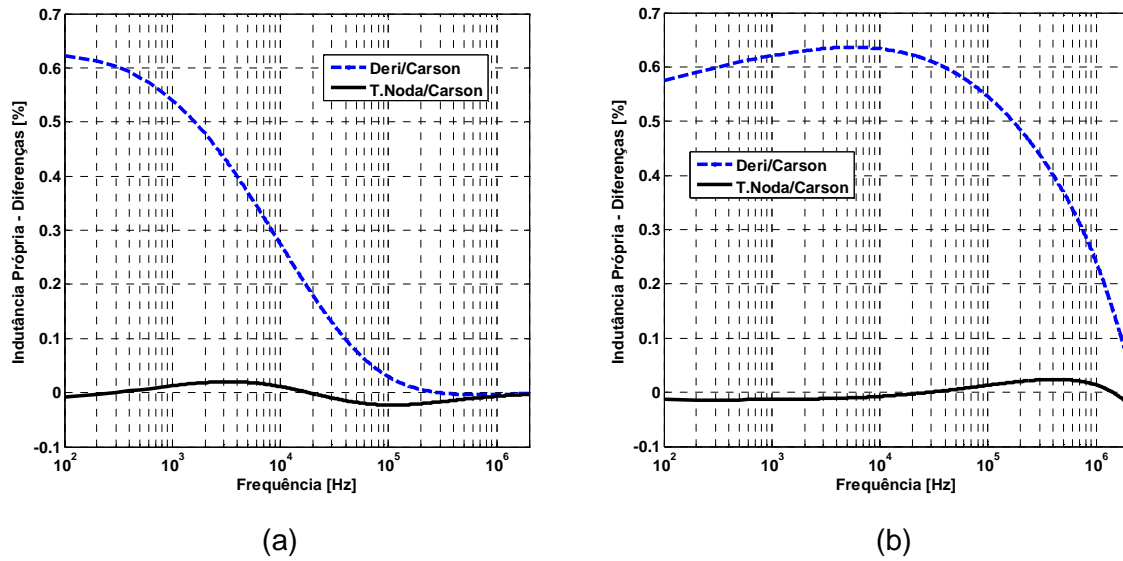


Figura 6.6: Indutâncias Próprias – Diferenças percentuais entre cálculo feito por métodos aproximados e o cálculo via integração numérica de Carson: (a) Solo com $\rho=100 \Omega.m$ e (b) Solo com $\rho=10.000 \Omega.m$.

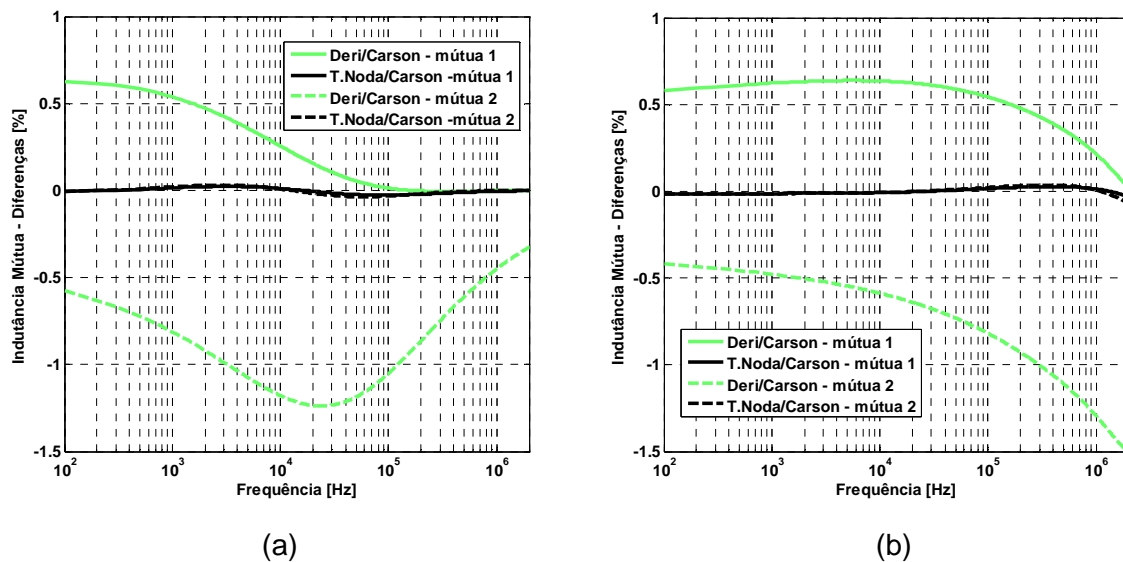


Figura 6.7: Indutâncias Mútuas⁴⁵ – Diferenças percentuais entre cálculo feito por métodos aproximados e o cálculo via integração numérica de Carson: (a) Solo com $\rho=100 \Omega.m$ e (b) Solo com $\rho=10.000 \Omega.m$.

⁴⁵ A indutância mútua entre as fases A e B está representada no gráfico como mútua 1 e entre as fases A e C como mútua 2.

6.3 – Análise de sensibilidade da consideração dos parâmetros do solo variando com a frequência

Neste item, avalia-se a influência da consideração da variação com a frequência da condutividade e da permissividade do solo no cálculo dos parâmetros longitudinais da linha trifásica no domínio dos modos. São comparados os resultados provenientes de quatro metodologias de cálculo de σ e ϵ do solo em função da frequência, já mencionadas anteriormente nesta dissertação [10], [11], [17] e [18].

As relações entre resistências e indutâncias homopolares e não homopolares, calculadas considerando a variação dos parâmetros do solo com a frequência, e as calculadas considerando estes parâmetros constantes estão ilustradas nas Figuras 6.8 a 6.11. O método de cálculo da impedância do solo utilizado em todas as curvas foi o de Carson [28].

Nas Figuras 6.8 e 6.9 o comportamento da resistência modal é analisado, verificando-se a forte influência na consideração da variação com a frequência em questão, principalmente nas resistências não homopolares (Figura 6.9). Mais uma vez, como verificado nos resultados obtidos para o caso de linha monofásica, a metodologia de Portela apresenta as maiores diferenças, em altas frequências e solos mais resistivos.

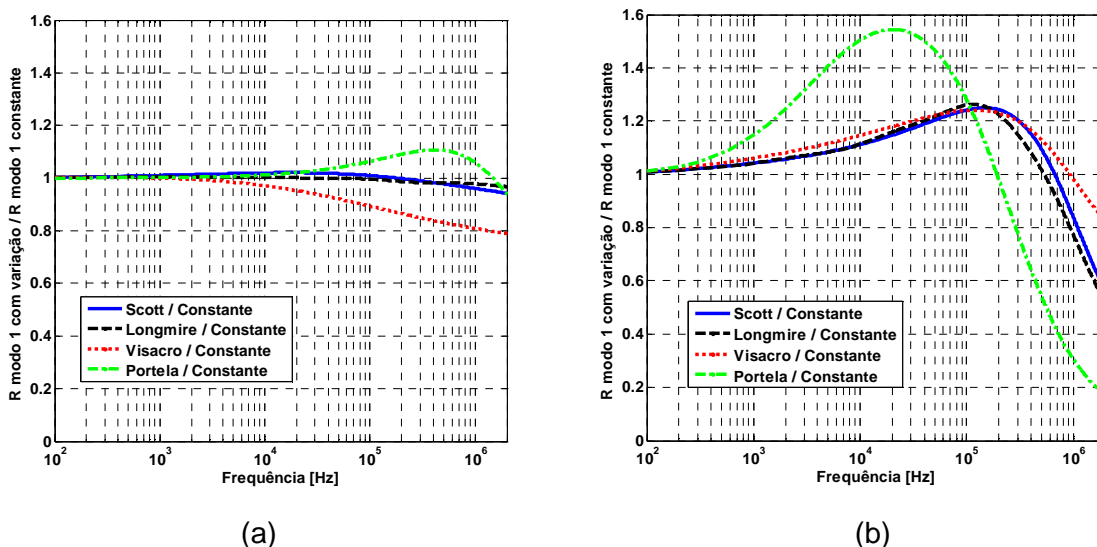


Figura 6.8: Relação entre resistências homopolares – $R_{\text{modo}1}$ com variação / $R_{\text{modo}1}$ constante: (a) Solo da baixa resistividade – 100 $\Omega.m$ e (b) solo de alta resistividade – 10.000 $\Omega.m$.

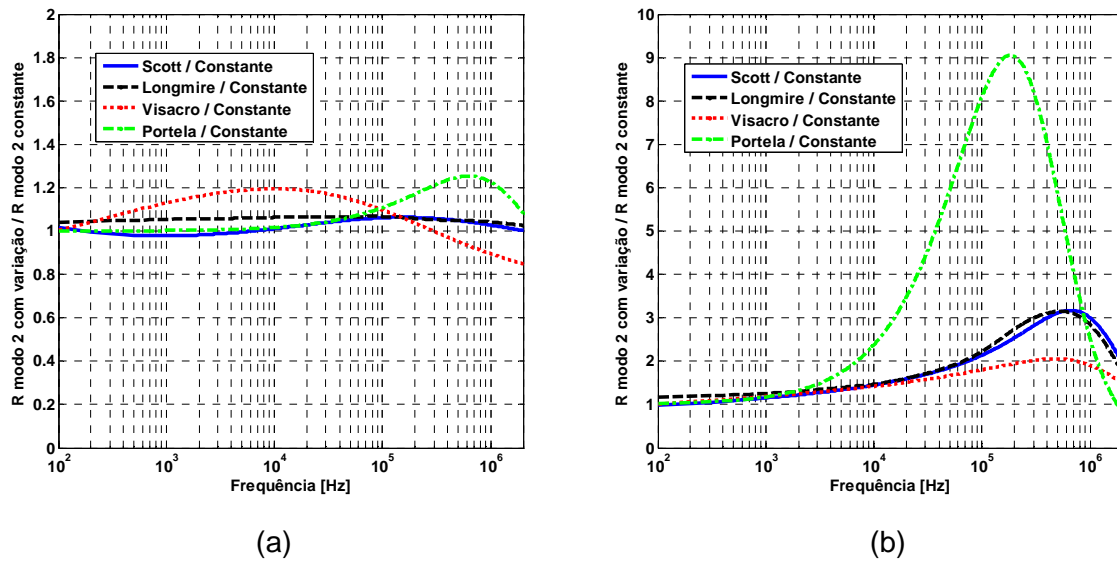


Figura 6.9: Relação entre resistências não homopolares – R_{modo2} com variação / R_{modo2} constante: (a) Solo da baixa resistividade – 100 $\Omega\cdot\text{m}$ e (b) solo de alta resistividade – 10.000 $\Omega\cdot\text{m}$.

Nas Figuras 6.10 e 6.11 o comportamento da indutância modal é analisado, verificando-se que a influência da consideração da variação com a frequência em questão é mais significativa no caso não homopolar (Figura 6.11). Em geral, com exceção apenas do caso ilustrado na Figura 6.10.a (homopolar e baixa resistividade do solo), a metodologia de Portela é a mais discrepante. Estes resultados ilustram a importância da consideração da variação com a frequência.

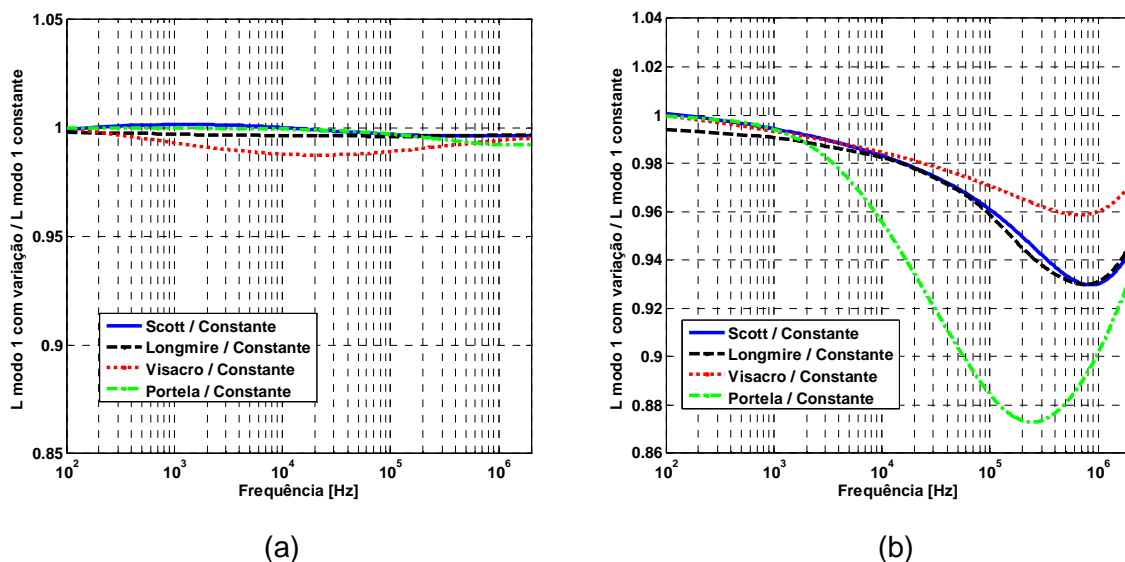


Figura 6.10: Relação entre indutâncias homopolares – L_{modo1} com variação / L_{modo1} constante: (a) Solo da baixa resistividade – 100 $\Omega\cdot\text{m}$ e (b) solo de alta resistividade – 10.000 $\Omega\cdot\text{m}$.

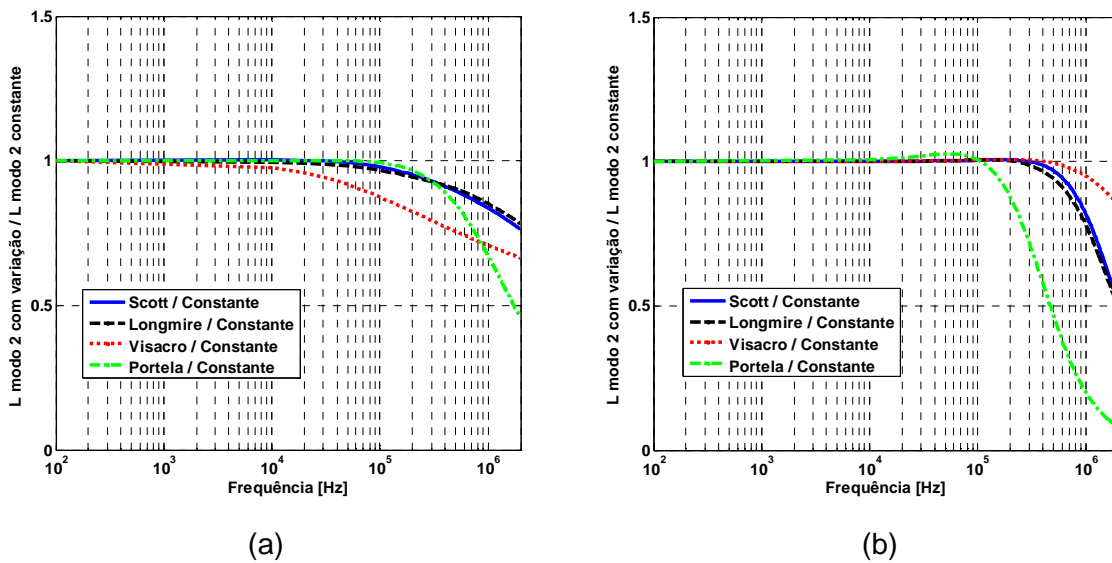


Figura 6.11: Relação entre indutâncias não homopolares – L_{modo2} com variação / L_{modo2} constante: (a) Solo da baixa resistividade – 100 $\Omega\cdot\text{m}$ e (b) solo de alta resistividade – 10.000 $\Omega\cdot\text{m}$.

6.4 – Conclusões

Neste capítulo são comparadas as diferenças assintóticas decorrentes das simplificações de cada procedimento de cálculo da impedância longitudinal da linha trifásica. Estas diferenças, entre os resultados obtidos pelos métodos aproximados em relação à integração numérica de Carson, são analisadas de forma percentual.

O método aproximado de Noda é mais concordante com os resultados via integração numérica. As diferenças percentuais deste método não ultrapassam 1 % em todos os parâmetros analisados.

Verificam-se no cálculo da resistência própria da linha trifásica que o método do plano complexo de Deri apresenta uma diferença percentual máxima de 3,3 %, em solos de baixa resistividade, na frequência próxima de 10 kHz; para frequências maiores ou menores do que esta a diferença percentual diminui. Este pico percentual no caso de solos com alta resistividade está em torno de 1 MHz.

Portanto, para se obter um maior grau de precisão no cálculo dos parâmetros da linha é recomendável o cálculo via integração numérica. Porém, as diferenças percentuais dos métodos aproximados são pequenas, podendo ser desprezadas em determinadas faixas de frequência e tipos de solo, além de serem de fácil implementação computacional se comparados aos métodos numéricos, que apresentam difícil solução das integrais impróprias de Carson.

É importante salientar que, as diferenças percentuais relatadas acima, estão em concordância com os resultados descritos no trabalho original de A. Deri, [31]. Por outro lado, discordam de resultados publicados em alguns trabalhos nacionais, como por exemplo, em [82].

Para finalizar, destaca-se a importância da consideração da variação dos parâmetros do solo com a frequência, principalmente para solo de elevados valores de resistividade e frequências mais elevadas.

CAPITULO 7 – CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE CONTINUIDADE

7.1 – Síntese da Dissertação e Principais Resultados

Neste trabalho é apresentado um estudo do cálculo dos parâmetros de linha aérea de transmissão e a influência da dependência com a frequência da condutividade e da permissividade do solo no cálculo destes parâmetros, na faixa de frequência de 100 Hz a 1 MHz.

Na análise dos parâmetros longitudinais são comparados os cálculos obtidos pelos métodos aproximados de A. Deri e T. Noda e os obtidos por meio de integração numérica de formulações de J. R. Carson, que inclui a expressão original de Carson e uma derivação desta elaborada por M. Nakagawa.

A sensibilidade dos parâmetros da linha à consideração de σ e ϵ do solo variando com a frequência, é avaliada utilizando-se quatro metodologias de cálculo destes parâmetros, desenvolvidas por H. S. Scott, C. L. Longmire e K. S. Smith, S. Visacro e C. M. Portela e C. M. Portela.

A impedância longitudinal é analisada por resultados obtidos por integração numérica e por métodos aproximados. Ambos os métodos estão sujeitos às causas comuns de erros, tais como:

- Consideração dos condutores paralelos entre si e ao solo;
- Consideração de condutor ideal para a dedução das expressões de impedância interna;
- Consideração de solo ideal e condutor perfeito na dedução da impedância externa total;
- Efeitos das estruturas, aterramento e eventuais cabos contrapesos na distorção dos campos que não são considerados;
- Transposição ideal para o caso trifásico.

Devido a estas causas de erro em comum, a comparação entre os métodos de cálculo da impedância longitudinal é realizada em termos de “diferenças percentuais”. A referência, tomada como correta, corresponde à expressão de Carson, solucionada via integração numérica. Os outros métodos são aproximações assintóticas para as expressões de Carson, e são exatamente estas aproximações que são analisadas, verificando-se que:

- Os resultados obtidos via integração numérica, originalmente desenvolvida por Carson, são praticamente iguais aos obtidos pelas expressões de Nakagawa, que é derivada da expressão original de Carson.

- O método aproximado de Deri apresenta diferenças percentuais em torno de 4% em comparação com as expressões de Carson, variando com a faixa de frequência analisada e as características do solo. São analisados os casos de linhas monofásicas e trifásicas. Neste último, os parâmetros mútuos se divergem mais do que os parâmetros próprios. Pode ser verificado também no caso não-homopolar, ou modo 2, em análise realizada no domínio dos modos.

- O método aproximado de Noda é mais concordante com os resultados via integração numérica. Tal fato era de se esperar, pois esta foi a proposta do autor ao elaborar este método, que se baseia em uma aproximação logarítmica dupla. As diferenças percentuais não ultrapassaram 1%, tanto no caso monofásico como no trifásico, seja em análise no domínio das fases ou modal.

A consideração de σ e ϵ do solo variando com a frequência é avaliada no cálculo dos parâmetros da linha, para diferentes configurações de solo, com resistividade de 100 $\Omega.m$ – que pode ser considerado um valor baixo, e em solos de resistividade igual a 10.000 $\Omega.m$ – que considera-se um valor alto, tendo em vista a resistividade média dos solos no estado de Minas Gerais igual a 2.400 $\Omega.m$. As principais conclusões são as seguintes:

- Em geral, a sensibilidade dos parâmetros da linha em relação à variação da condutividade e permissividade do solo é mais percebida em solos de alta resistividade e em altas frequências.

- As metodologias de Scott e de Longmire apresentaram um comportamento pouco divergente entre si, em todas as análises.

- Dentre as quatro metodologias, a de Portela apresenta resultados mais alterados em comparação aos resultados obtidos quando se considera os parâmetros do solo constantes.

- Na análise específica da resistência do solo, até 10 kHz e em solos de baixa resistividade, a sensibilidade deste parâmetro à variação em questão é muito pequena. Mas, com o incremento da frequência os resultados chegam a diferir em mais de 20 % em 1 MHz, como é o caso da metodologia de Visacro. Em solos mais resistivos todas as metodologias resultam em maiores valores de resistência do solo até aproximadamente 100 kHz, sendo que a metodologia de Portela apresenta um pico em 10 kHz, sendo 60 % maior.

- Em se tratando da influência desta consideração da indutância da linha, nota-se que é pouco significativa, apesar de terem sido encontradas diferenças maiores que 80% (metodologia de Portela) entre consideração ou não dos parâmetros variando com a frequência. Isto se deve ao fato de que a contribuição da indutância do solo na indutância

total da linha é muito pequena, principalmente em altas frequências. Isto está associado com o fato de que a indutância do solo diminui com a frequência, e a indutância total tende ao valor da indutância externa calculada na condição de solo ideal.

- Apesar de a indutância ser pouco sensível a variação dos parâmetros do solo, a impedância total da linha é fortemente influenciada, devido à sensibilidade da resistência do solo também ser considerável.

- Com relação à sensibilidade dos parâmetros de propagação da linha, observa-se que a constante de atenuação e o ângulo da impedância característica são influenciados pela consideração dos parâmetros do solo variando na mesma proporção que a resistência total, o que é fisicamente consistente, pois estes dois parâmetros de propagação estão relacionados com as perdas da linha. Já a constante de fase e o módulo da impedância característica são pouco sensíveis, pois estão relacionados com o defasamento do sinal, causados pelos campos eletromagnéticos associados à propagação da onda, que por sua vez, sofre pouca influência com a variação dos parâmetros do solo.

- Para linhas trifásicas, a utilização de métodos mais simples, como os de Deri e Noda, gera resultados muito próximos aos de Carson e de Nakagawa, independentemente da configuração geométrica das linhas, desde que correspondam às utilizadas atualmente nos sistemas de energia elétrica. Tal fato ilustra a possibilidade de utilização de métodos com menor esforço computacional. Este resultado difere de alguns registrados em literatura nacional, como por exemplo, em [82].

- Atualmente, o método de Deri é mais utilizado e difundido na literatura como opção de cálculo da impedância do solo de forma analítica e simplificada. Mas, baseando-se nos resultados apresentados nesta dissertação, a melhor opção seria utilizar o método de T. Noda, pois também possui solução analítica simples e fornece resultados mais próximos dos oriundos das expressões de Carson.

7.2 – Propostas de Continuidade

Os desenvolvimentos alcançados nesta pesquisa abrem diversas discussões e necessidades de trabalhos futuros, dentre os quais podem ser citados, dentre outros, os seguintes:

- Aplicação do estudo realizado nesta dissertação para todas as linhas de transmissão do sistema nacional, considerando suas variações em termos geométricos (configurações horizontais, verticais, triangular etc; circuitos simples e duplos) e em termos de resistividade do solo local;
-

-
- Extensão do estudo realizado nesta dissertação para avaliação do efeito do solo (com e sem variação com a frequência) na admitância transversal de linhas de transmissão (monofásicas e trifásicas), para confirmação do que é divulgado na literatura (efeito do solo não afeta, de forma significativa, tal parâmetro);
 - Extensão do estudo realizado nesta dissertação para análise da influência do solo (com e sem variação com a frequência) nas matrizes de impedância característica, constantes de propagação da tensão e da corrente;
 - Avaliação das metodologias de consideração dos parâmetros do solo variando com a frequência com o intuito de se apontar qual seria a mais “precisa” e “adequada”, buscando uma metodologia geral a ser utilizada em modelagens eletromagnéticas;
 - Verificar a influência da dependência dos parâmetros do solo com a frequência na resposta transitória de linhas reais, com as estruturas, isoladores, sistemas de aterramento e eventuais contrapesos devidamente representados;
 - Verificar a influência da dependência dos parâmetros do solo com a frequência no cálculo de parâmetros longitudinais e transversais, bem como nos parâmetros de propagação de linhas de transmissão subterrâneas;
 - Calcular e avaliar as sobretensões transitórias, em pontos estratégicos, como por exemplo, nas cadeias de isoladores, pontos de aterramento e pontos de injeção de correntes associadas às descargas atmosféricas, considerando a variação dos parâmetros do solo com a frequência e comparar com as oriundas da consideração dos parâmetros do solo constantes;
 - Elaborar um modelo em escala reduzida, constituída por torres, cabos fase, cabos para-raios, cadeias de isoladores, aterramentos etc., para validação experimental da modelagem utilizada nesta dissertação (tendo em vista seus diversos limites de validade, conforme discutido no Capítulo 2 desta dissertação). Utilizar este modelo em escala reduzida para determinar expressões que traduzam a variação dos parâmetros do solo com a frequência.
-

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] ZANETTA, L. C. Transitórios Eletromagnéticos em Sistemas de Potência. Ed. USP, São Paulo, 2003.
- [2] ARAÚJO, A. E. A. e NEVES, W. L. A. Cálculo de Transitórios Eletromagnéticos em Sistemas de Energia. Ed. UFMG, Belo Horizonte, 2005.
- [3] D'AJUZ, A., FONSECA, C. S. e outros. Transitórios Elétricos e Coordenação de Isolamento: Aplicação em Sistemas de Potência de Alta Tensão. Furnas Centrais Elétricas, Ed. UFF, 1987.
- [4] PORTELA, C. M., Sobretensões e Coordenação de Isolamento. Volumes I, II e III, COPPE/UFRJ, 1983.
- [5] PORTELA, C. M., Regimes Transitórios. Volumes I, II, III e IV, COPPE/UFRJ, 1983.
- [6] NAIDU, S. R., Transitórios Eletromagnéticos em Sistemas de Potência. Ed. Grafset, Co-ed. Eletrobrás/UFPb, 1985.
- [7] GREENWOOD, A., Electrical Transients in Power Systems. Ed. John Wiley & Sons, Inc., New York, 1991.
- [8] DIESENDORF, W., Insulation Co-ordination in High-voltage Electric. Power Systems, Butterworth, 1974.
- [9] DOMMEL, H. W. Digital computer solution of electromagnetic transients in single and multiphase networks. IEEE Transaction on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-88, no. 4, pp. 388-399, 1969.
- [10] VISACRO, S., PORTELA, C. M., Soil Permittivity and Conductivity Behavior on Frequency Range of Transient Phenomena in Electric Power Systems. *Proceedings of Sym, High Voltage Engineering*, Braunschweig, Alemanha, 1987.
- [11] PORTELA, C. M., Measurement and Modeling of Soil Electromagnetic Behavior. Proceedings of the IEEE 1999 International Symposium on Electromagnetic Compatibility – EMC Society, pp. 1004-1009, Seattle, EUA, August 1999.
- [12] ALÍPIO, R. S. Modelagem Eletromagnética de Aterramentos Elétricos nos Domínios do Tempo e da Frequência. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Modelagem Matemática e Computacional do Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, PPGMMC/CEFET-MG, Belo Horizonte – MG, 2008. Orientador: Prof. Dr. Marco Aurélio de Oliveira Schroeder.
- [13] ALÍPIO, R. S., SCHROEDER, M. A. O., AFONSO, M. M. e OLIVEIRA, T. A. S. Modelagem de Aterramentos Elétricos para Fenômenos de Alta Frequência e Comparação com Resultados Experimentais. *Revista Controle & Automação (SBA)*, Vol. 22 no. 1, pp. 89-102, 2011.
-

-
- [14] ALÍPIO, R. S., SCHROEDER, M. A. O., AFONSO, M. M., OLIVEIRA, T. A. S., Assis, S. C. Electric fields of grounding electrodes with frequency dependent soil Parameters. *Electric Power Systems Research*, v. 83, p. 220-226, 2012.
- [15] PEDROSA, A. G., Comportamento Transitório de Eletrodos de Aterramento Considerando a Variação da Condutividade e Permissividade de Solos Típicos com a Frequência. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Associação Ampla entre a Universidade Federal de São João del-Rei e o Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, PPGEL/UFSJ/CEFET-MG, Belo Horizonte – MG, 2010. Orientador: Prof. Dr. Marco Aurélio de Oliveira Schroeder.
- [16] ALÍPIO, R. S., PEDROSA, A. G., SCHROEDER, M. A. O., OLIVEIRA, K. R., Estudo comparativo entre formulações de medição de variação da condutividade e da permissividade de solos típicos com a frequência. *XX Seminário Nacional da Produção e Transmissão de Energia Elétrica (XX SNPTE)*, Recife, Brasil, 2009.
- [17] SCOTT, H. S., Dielectric Constant and Electrical Conductivity Measurements of Moist Rocks: A New Laboratory Method, *J. Geophys. Res.*, vol. 72, no. 20, pp. 5101-5115, 1967.
- [18] LONGMIRE, C. L., SMITH, K. S., Universal Impedance for Soil. *Defense Nuclear Agency*, Washington, Outubro 1975.
- [19] GEETRUDES, J. B., TAVARES, M. C., PORTELA, C. M., Influência da Dependência de Parâmetros do Solo com a Frequência na Modelagem de Linhas Aéreas de Transmissão: Caso de Condutor Único, *Revista Controle & Automação*, vol. 22, no. 5, 2011.
- [20] PORTELA, C., GERTRUDES, J. B., TAVARES, M. C., PISSOLATO, J., Earth Conductivity and Permittivity Data Measurements - Influence in Transmission Line Transient Performance. *Electric Power Systems Research*, vol. 76, no. 2006, pp. 907-915, 2006.
- [21] PORTELA, C., TAVARES, M. C., Modeling, Simulation and Optimization of Transmission Lines. Applicability and Limitations of Some Used Procedures - Transmission and Distribution 2002, *IEEE Institute of Electrical and Electronic Engineers - PES Society*, 38 p., 2002.
- [22] VISACRO, S., ALÍPIO, R., Frequency Dependence of Soil Parameters: Experimental Results, Predicting Formula and Influence on the Lightning Response of Grounding Electrodes, *IEEE Transaction on Power Delivery*, 2012.
- [23] VISACRO, S., A comprehensive approach to the grounding response to lightning currents, *IEEE Transaction on Power Delivery*, vol. 22, no. 1, pp. 381–386, 2007.
-

-
- [24] KURUKAWA, S., PISSOLATO, J., TAVARES, M. C., PORTELA, C. M., Analyzing the Transmission Line Parameters in Frequency Domain. *IEEE Power Engineering Society Winter Meeting*, Vol. 2, 878-883, 2001.
- [25] PORTELA, C. M., TAVARES, M. C., PISSOLATO, J., Quase-Modes Frequency Dependent Three-Phase Transmission Line Model-Analyzing the Earth Conductivity Influence to Eletromagnetic Transient Phenomena. *IEEE Power Engineering Society Winter Meeting*, Vol. 4, 2670-2675, 2000.
- [26] KURUKAWA, S., PISSOLATO, J., TAVARES, M. C., PORTELA, C. M., PRADO, A. J., A New Procedure to Derive Transmission Line Parameters: Theoretical Considerations. *IEEE Power Engineering Society Winter Meeting*, Vol. 1, 103-110, 2005.
- [27] KURUKAWA, S., PISSOLATO, J., PRADO, A. J., Some Considerations About a New Procedure to Derive Transmission Line Parameters Concerning Tree-phase Lines. *IEEE Power Engineering Society Winter Meeting*, 2006.
- [28] CARSON, J. R., Wave Propagation in Overhead Wires with Ground Return, *Bell System Technical Journal*, vol. 05, pp. 539-554, 1926.
- [29] NAKAGAWA, M., Admittance Correction Effects of a Single Overhead Line, *IEEE Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-100, no. 3, pp. 1154-1161, 1981.
- [30] NAKAGAWA, M., Further Studies on Wave Propagation Along Overhead Transmission Lines: Effects of Admittance Correction, *IEEE Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-100, no. 7, pp. 3626-3633, 1981.
- [31] DERI, A., TEVA, G., SEMLYEN, A., CASTANHEIRA, A., The Complex Ground Return Plane – A Simplified Model for Homogeneous and Multi-layer Earth Return, *IEEE Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-100, no. 8, pp. 3686-3693, 1981.
- [32] NODA, T., A Double Logarithmic Approximation of Carson's Ground-Return Impedance, *IEEE Transaction on Power Delivery*, vol. 21, no. 1, pp. 472-479, 2006.
- [33] DOMMEL, H. W., EMTP Theory Book, *Microtan Power System Analysis Corporation*, 2^a ed., Vancouver, British Columbia, 1992.
- [34] IEEE Guide for radio methods of measuring earth conductivity, *Institute of Electrical and Eletronics Engineers*, vol. 356, 1974.
- [35] TAVARES, M. C., Modelo de linha de transmissão polifásico utilizando quase-modos, Tese de Doutorado – Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação – UNICAMP, 1998.
- [36] SADIKU, M. N. O., Elementos de Eletromagnetismo. 5^a Ed. Porto Alegre: Bookman, 2011.
- [37] HAYT, W. H., BUCK, A. J., Eletromagnetismo. 8^a Ed. São Paulo: Mc Graw-Hill, 2012 – traduzida para o português pelo Prof. Dr. Marco Aurélio de Oliveira Schroeder.
-

-
- [38] WENTWORTH, S. M., Fundamentos de Eletromagnetismo com Aplicações em Engenharia. Rio de Janeiro: LCT, 2006.
- [39] KRAUS, J. D. e FLEISCH, D. A., Electromagnetics with Applications. New York: McGraw-Hill, 1999.
- [40] POPOVIC, Z. D. e POPOVIC, B. D., Introductory Electromagnetics. New Jersey: Prentice Hall, 1999.
- [41] QUEVEDO, C. P. e QUEVEDO-LODI, C., Ondas Eletromagnéticas. Pearson Education do Brasil, São Paulo, 2001.
- [42] PAUL, C. R., WHITES, K. W. e NASAR, S. A., Introduction to Electromagnetic Fields. 3rd edition, WCB McGraw-Hill, 1998.
- [43] CHENG, D. K., Field and Wave Electromagnetics. 2nd edition, Addison-Wesley Publishing Company, 1992.
- [44] JORDAN, E. C. e BALMAIN, K. G., Electromagnetic Waves and Radiating Systems. Prentice-Hall, Inc., 1968.
- [45] PLONSEY, R. E. e COLLIN, R. E., Principles and Applications of Electromagnetic Fields. McGraw-Hill, 1976.
- [46] BALANIS, A. C., Advanced Engineering Electromagnetics. John Wiley & Sons, New York, 1989.
- [47] HOFMANN, L., Series expansions for lines series impedances considering different specific resistances, magnetic permeabilities, and dielectric permittivities of conductors, air and ground. IEEE Transaction on Power Delivery, vol. 18, no. 2, pp. 564-570, 2003.
- [48] LIMA, A. C. S., PORTELA, C., Inclusion of frequency-dependent soil parameters in transmission-line modeling, IEEE Transaction on Power Delivery, vol. 22, no. 1, pp. 492-499, 2007.
- [49] DWIGHT, H. B., Skin Effect in Tubular and Flat Conductors, *AIEE Transactions*, vol. 37, no. 2, pp. 1379-1403, 1918.
- [50] WISE, W. H., Propagation of High-Frequency Currents in Ground Return Circuits, *Proceedings of the Institute of Radio Engineers*, vol. 22, no. 4, 1934.
- [51] SANTOS, M. G. Acoplamento Elétrico entre Linhas de Transmissão Operando em Regime Permanente e Dutos Aéreos. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Associação Ampla entre a Universidade Federal de São João del-Rei e o Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, PPGEL/UFSJ/CEFET-MG, Belo Horizonte – MG, 2011. Orientador: Prof. Dr. Marco Aurélio de Oliveira Schroeder.
- [52] ELECTRIC Power Research Institute (EPRI), Transmission Line Reference Book - 345kV and Above. Estados Unidos: General Electric Company, 1987.
-

-
- [53] SCHROEDER, M. A. O., Modelo Eletromagnético para Descontaminação de Ondas de Corrente de Descargas Atmosféricas: Aplicação às Medições da Estação do Moro do Cachimbo. Tese de Doutorado. Centro de Pesquisa e Desenvolvimento em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais, CPDEE/UFMG, Belo Horizonte – MG, 2001.
- [54] VISACRO, S., Descargas Atmosféricas: uma abordagem de engenharia. Ed. Artliber, São Paulo, 2005.
- [55] RAKOV, V. A. e UMAN, M. A., Lightning: Physics and Effects. Cambridge University Press, 2003.
- [56] ALVAREZ, C. G. C., Um Ambiente Computacional para Análise de Desempenho de Linhas de Transmissão Frente às Descargas Atmosféricas. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Associação Ampla entre a Universidade Federal de São João del-Rei e o Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, PPGEL/UFSJ/CEFET-MG, Belo Horizonte – MG, 2011. Orientador: Prof. Dr. Marco Aurélio de Oliveira Schroeder.
- [57] POLLACZEK, F., Über das Feld einer Unendlich Langen Wechselstromdurchflossenen Einfachleitung, *Elektr. Nachr. Tech.*, vol. 03, pp. 339-359, 1926.
- [58] D'AMORE, M. e SARTO, M. S., Simulations Models of a Dissipative Transmission Line above a Lossy Ground for a Wide-Frequency Range – part II: Multiconductor Configuration, *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, vol. 38, no. 2, pp. 139-149, 1996.
- [59] RACHIDI, F., NUCCI, C. A., IANOZ, M., Transient Analysis of Multiconductor Lines Above a Lossy Ground, *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 14, no. 1, pp. 294-302, 1999.
- [60] MARTI, L., Low-Order Approximation of Transmission Lines Parameters for Frequency-Dependent Models, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-102, no. 11, pp. 3582-3589, 1983.
- [61] VISACRO, S., Aterramentos elétricos, Artliber, São Paulo, 2002.
- [62] IEEE. 80-2000. Guide for Safety in AC Substation Grounding, New York: IEEE, 2000, (IEEE Std. 80-2000).
- [63] ABNT/CB-03 - 1º PROJETO DE REVISÃO ABNT NBR 7117 (Medição da Resistividade do Solo pelo Método dos Quatros Pontos – Wenner, dezembro de 1981). Medição da resistividade e determinação da estratificação do solo. Setembro de 2011.
- [64] IBEN, I. E. T., EDELSTEIN, W. A., ROEMER, P. B., Dielectric properties of soil: application to radio frequency ground heating, *GE Research & Development Center, Electronic Systems Laboratory*, 1996.
-

-
- [65] CURTIS, J., NARAYANAN, R., Effects of laboratory procedures on soil electrical property measurements, *IEEE Transaction on Instrumentation and Measurements*, vol. 47, no. 6, 2008.
- [66] TAVARES, M. C, PISSOLATO, J., PORTELA, C. M., Quasi-Modes Three-Phase Transmission Line Model – Comparison with Existing Frequency Dependent Models, *IPST 99 – Internacional Conference on Power Systems Transients*, 1999.
- [67] COSTA, E. C. M., KURUKAWA, S., PISSOLATO, J., PRADO, A. J., BOVOLATO, L. F., Análise das Metodologias Aplicadas no Cálculo dos Parâmetros Elétricos de Condutores Múltiplos de Linhas de Transmissão, *SBSE 2010 – Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos*, 2010.
- [68] WHITTAKER, S. E., *A History of the Theories of Aether and Electricity*, London, Thomas Nelson and Sons Ltd., 1958.
- [69] PERZ, M. C., RAGHUVVEER, M. R., Generalized Derivation of Fields and Impedance Correction Factors of Lossy Transmission Lines Part I – Lossy Conductor Above Lossless Ground, *IEEE PES Winter Meeting*, pp. 1827-1831, New York, 1974.
- [70] HEDMAN, D. E., Propagation on Overhead Transmission Lines II – Earth Conduction Effects and Practical Results, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, pp. 205-211, 1965.
- [71] LÚCIO, S. M. M., MOURA, R. A., SCHROEDER, M. A. O., Propagação de Surtos Atmosféricos em Linhas de Transmissão: Ênfase no Efeito da Variação dos Parâmetros do Solo com a Frequência, *XXI SNPTEE – Seminário Nacional de Produção de Transmissão de Energia Elétrica*, 2011.
- [72] LÚCIO, S. M. M., MOURA, R. A., SCHROEDER, M. A. O., Effect of variation of soil conductivity and permittivity with the frequency in longitudinal parameters of Single-Phase TL's. Seminário Internacional de Proteção Contra Descargas Atmosféricas, 2011, Fortaleza. XI SIPDA, 2011.
- [73] LÚCIO, S. M. M., MOURA, R. A., SCHROEDER, M. A. O., Inclusion of Variation of Effect of Soil with the frequency in the Evaluation of Damage Caused by Lightning Overvoltage in Transmission Lines. XIV International Conference on Atmospheric Electricity, 2011, Rio de Janeiro. XIV ICAE 2011, 2011.
- [74] LÚCIO, S. M. M., MOURA, R. A., SCHROEDER, M. A. O., Estudo Comparativo entre Metodologias de Cálculo dos Parâmetros Elétricos do Solo Variando com a Frequência. Encontro Regional de Matemática Aplicada e Computacional, 2010, São João del-Rei. Anais do ERMAC 2010, 2010.
- [75] PAULINO, J. O. S., BARBOSA, C. F., LOPES, I. J. S., BOAVENTURA, W. C., An Approximate Formula for the Peak Value of Lightning-Induced Voltages in Overhead Lines, *IEEE Transaction on Power Delivery*, vol. 25, no. 2, pp. 846-850, 2010.
-

-
- [76] PAULINO, J. O. S., BARBOSA, C. F., LOPES, I. J. S., BOAVENTURA, W. C., The Peak Value of Lightning-Induced Voltages in Overhead Lines Considering the Ground Resistivity and Typical Return Stroke Parameters, *IEEE Transaction on Power Delivery*, vol. 26, no. 2, pp. 920-927, 2011.
- [77] WEDEPOHL, L. M. e EFTHYMIADIS, A. E., Wave Propagation in Transmission Lines over Lossy Ground: a New, Complete Field Solution, *Proc. Inst. Electr. Engrs.*, vol. 125, no. 6, pp. 505-510, 1978.
- [78] WEDEPOHL, L. M. e EFTHYMIADIS, A. E., Propagation Characteristics of Infinitely-Long Single-Conductor Lines by the Complete Field Solution Method, *Proc. Inst. Electr. Engrs.*, vol. 125, no. 6, pp. 505-510, 1978.
- [79] ALVARADO, F. e BETANCOURT, R., An Accurate Closed-Form Approximation for Ground Return Impedances Calculations, *Proc. IEEE*, vol. 71, no. 2, pp. 279-280, 1983.
- [80] PIZARRO, M. e ERIKSSON, R., Modelling of the Ground Mode of Transmission Line in the Time Domain Simulations, *Proc. 7th ISH*, pp. 179-182, Dresden, Germany, 1991.
- [81] SUNDE, E. D., *Earth Conduction in Transmission Systems*, Princeton, New Jersey: Van Nostrand, 1948.
- [82] GERTRUDES, J. B., Influência da condutividade e permissividade do solo em função da frequência no cálculo da impedância longitudinal e admitância transversal da linhas aéreas de transmissão, Tese de Doutorado, UNICAMP, 2010.
- [83] RAMIREZ, A., URIBE, F., A Broad Range Algorithm for the Evaluation of Carson's Integral, *IEEE Transaction on Power Delivery*, vol. 22, no. 2, pp. 1188-1193, 2007.
- [84] KURUKAWA, S., DALTIN, R. S., PRADO, A. J., BOVOLATO, L. F., Decomposição Modal de Linhas de Transmissão a partir do Uso de Duas Matrizes de Transformação, *Revista Controle & Automação*, vol. 18, no. 3, 2007.
- [85] FLORES, A. V. E., Análise da correta modelagem da transposição em linhas de transmissão no domínio da frequência, Dissertação de Mestrado, Unicamp, Brasil, 2006.
- [86] SILVA, M., Localização de Faltas em Linhas de Transmissão Utilizando a Teoria de Ondas Viajantes e Transformada Wevelet, Tese de Doutorado, USP, Brasil, 2003.
-