



Universidade Estadual de Campinas
Faculdade de Engenharia Elétrica e Computação
Departamento de Sistemas de Controle de
Energia

Cálculo dos Parâmetros de Linhas de Transmissão Trifásicas
Através das Tensões e Correntes em seus Terminais

Autor: Leonardo Silva Lustosa

Orientador: Prof.º Dr. José Pissolato Filho

Co-Orientador: Prof.º Dr. Sérgio Kurokawa

Trabalho apresentado à Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação da UNICAMP como parte dos requisitos exigidos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Comissão Examinadora

Prof.º Dr. José Pissolato Filho

Prof.º Dr. Luiz Carlos Pereira da Silva

Prof.º Dr. Pedro da Costa Junior

Julho/2009 - Campinas, SP

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

L976c Lustosa, Leonardo Silva
 Cálculo dos parâmetros de linhas de transmissão
 trifásicas através das tensões e correntes em seus
 terminais / Leonardo Silva Lustosa. --Campinas, SP:
 [s.n.], 2009.

 Orientadores: José Pissolato Filho, Sergio Kurokawa.
 Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de
 Campinas, Faculdade de Engenharia Elétrica e de
 Computação.

 1. Linhas elétricas aéreas. 2. Energia elétrica -
 Transmissão. 3. Análise modal. 4. Redes elétricas. I.
 Pissolato Filho, José. II. Kurokawa, Sergio. III.
 Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de
 Engenharia Elétrica e de Computação. IV. Título.

Título em Inglês: Calculation of parameters of three-phase transmission lines
 through voltages and currents in their terminals

Palavras-chave em Inglês: Overhead electric lines, Electric power transmission,
 Modal analysis, Electric networks

Área de concentração: Energia Elétrica

Titulação: Mestre em Engenharia Elétrica

Banca examinadora: Luiz Carlos Pereira da Silva, Pedro da Costa Junior

Data da defesa: 17/07/2009

Programa de Pós Graduação: Engenharia Elétrica

COMISSÃO JULGADORA - TESE DE MESTRADO

Candidato: Leonardo Silva Lustosa

Data da Defesa: 17 de julho de 2009

Título da Tese: "Cálculo dos Parâmetros de Linhas de Transmissão Trifásicas Através das Tensões e Correntes em seus Terminais"

Prof. Dr. José Pissolato Filho (Presidente):

Prof. Dr. Pedro da Costa Junior:

Prof. Dr. Luiz Carlos Pereira da Silva:

Agradecimentos

À Deus primeiramente pela presença e cuidado a cada momento. A Ele devo todo o meu louvor e adoração.

À Universidade Estadual de Campinas (UNICAMP).

Ao CNPq, pelo apoio financeiro por meio de concessão de bolsa de mestrado.

Ao Professor Dr. José Pissolato Filho, por ter me acolhido na UNICAMP, pela confiança e apoio dispensado a cada momento.

Ao Professor Dr. Sergio Kurokawa, pela disponibilidade em contribuir de forma decisiva para a realização deste trabalho. Pelos momentos de paciência retirando dúvidas via skype.

Ao Professor Dr. Luiz Carlos Pereira da Silva, por seus ensinamentos e pela amizade que ficará guardada na lembrança por muito tempo.

Aos meus pais, Jorge e Nélia, que foram incansáveis em querer que eu crescesse profissionalmente, pelo amor demonstrado a mim e pelas orações pedindo para Deus me proteger e estar ao meu lado.

Aos meus irmãos, Jorginho e Fernando, minha gratidão pelo incentivo.

Ao meu amigo Felipe Walter Dafico Pfrimer que esteve durante este tempo dividindo comigo muito além de moradia, mas sim compartilhando muitos momentos de saudade de casa e alegrias aqui vividas.

Aos meus eternos amigos Michell Pereira Tizzo e Valéria Cristiane da Silva, pelos momentos de estudo e realização de trabalhos, pela atenção e carinhos dispensados a mim. Realmente como diz o poeta “amigo é feito para guardar no lado esquerdo do peito”. Ficarão guardados em meu coração.

Aos meus amigos do Laboratório do Departamento de Sistemas de Controle de Energia e do Laboratório do Departamento de Sistemas de Energia Elétrica que contribuíram para que o ambiente de ensino na UNICAMP fosse o melhor possível.

Resumo

O objetivo deste trabalho é calcular os parâmetros longitudinais e transversais de linhas de transmissão trifásica a partir das correntes e tensões nas fases das mesmas. Serão utilizadas equações desenvolvidas no domínio modal considerando as obtenções de correntes e tensões em um terminal da linha enquanto o outro terminal permanece em aberto ou em curto-circuito. Inicialmente é apresentada a teoria básica de linhas de transmissão partindo do pressuposto de que tais linhas são melhores representadas através do modelo de parâmetros distribuídos. Assim através da análise de circuitos elétricos e das leis de Kirchhoff são encontradas as equações diferenciais de segunda ordem de tensão e corrente que caracterizam a linha de transmissão. Em seguida é apresentada a metodologia para cálculo dos parâmetros da linha que utiliza a idéia de impedância equivalente de circuito aberto e curto-circuito quando um dos terminais está em aberto e em curto-circuito respectivamente. Utilizando o Toolbox SimPowerSystem do MatLab são simuladas a obtenção das correntes em linhas de transmissão trifásica de 330 kV, 440 kV e 500 kV, todas com comprimento igual a 500 km. De posse de tais correntes são calculados os parâmetros das linhas de transmissão e comparados com seus valores reais, mostrando a viabilidade da metodologia empregada e que o erro obtido com tal metodologia é menor do que o erro entre os parâmetros reais das linhas após construção e seus parâmetros de projeto existente nos bancos de dados das empresas.

Abstract

The objective of this work is to calculate the longitudinal and transversal transmission line parameters using phase currents and voltages. Developed equations are used, in the modal domain, considering current and voltages found between a line terminal and an open line terminal, and a short-circuit terminal. . Initially, the basic transmission line theory is presented assuming that these lines are best represented by distributed parameters model. Therefore, through the analysis of electric circuits and Kirchhoff's laws , second order differential equations for voltage and current are found, which characterizes the line transmission. Next it is shown the method to calculate the line parameters, which uses the concept of open circuit and short-circuit equivalent impedance when one of the terminals is open or in short-circuited respectively. Using the Toolbox of MatLab, SimPowerSystem, estimated currents are simulated in a three-phase transmission line of 330 kV, 440 kV and 500 kV, all with the length of 500 km. The found values are used to calculate parameters of lines transmission and to compared them with their real values, showing that the calculation is possible and that the error obtained with this method is smaller than an error between the real line parameters after construction and those of existing project in the data base of companies.

Índice

Lista de Figuras	viii
Lista de Símbolos	x
Capítulo 1	1
Introdução.....	1
1.1 A estrutura dos capítulos do texto apresentado	4
Capítulo 2	6
Revisão Bibliográfica.....	6
2.1 Teoria Básica de Linha de Transmissão.....	6
2.2 Teoria dos Modos Exatos e Quase-Modos.....	17
2.2.1 Teoria dos Modos Exatos de uma Linha de Transmissão	17
2.2.2 Teoria dos Quase-Modos de uma Linha de Transmissão	20
Capítulo 3	24
Metodologia de Cálculo dos Parâmetros de Linha de Transmissão por Meio das Tensões e Correntes de Fase	24
3.1 Introdução.....	24
3.2 Descrição da Metodologia de Cálculo	24
3.2.1 Cálculo da Constante de Propagação γ em Função de Z_{cc} e Z_{open}	31
3.2.2 Cálculo dos Parâmetros Longitudinais e Transversais da Linha de Transmissão.....	33
Capítulo 4	36
Obtenção de Tensões e Correntes da Linha de Transmissão por Meio de Simulação e Cálculo dos Parâmetros Longitudinais e Transversais.....	36
4.1 Introdução.....	36
4.2 Caracterização das Linhas a serem Simuladas	36
4.3 Metodologia de Simulação para Obtenção das Correntes e Tensões de Fase.....	41
4.3.1 Caracterização do Modelo Implementado no MatLab	46
4.4 Cálculo dos Parâmetros da Linha de Transmissão por Meio das Tensões e Correntes de Fase Simuladas	48
Capítulo 5	53
Análise dos Resultados dos Parâmetros Obtidos por Meio da Simulação	53
5.1 Introdução.....	53
5.2 Cálculo das Matrizes $[R]$, $[L]$ e $[C]$	53
5.2.1 Cálculo das Matrizes $[R]$, $[L]$ e $[C]$ para a Linha de 330 kV	54
5.2.2 Cálculo das Matrizes $[R]$, $[L]$ e $[C]$ para a Linha de 440 kV	58
5.2.3 Cálculo das Matrizes $[R]$, $[L]$ e $[C]$ para a Linha de 500 kV	66
Conclusão	72
Referências Bibliográficas	75

Lista de Figuras

Fig. 1.1: Sistema brasileiro de transmissão de energia elétrica referente a 2007	2
Fig. 2.1: Linha de transmissão representada pelo modelo de parâmetros distribuídos	7
Fig. 2.2: Linha de transmissão trifásica genérica	15
Fig. 2.3: Modos de propagação da linha de transmissão trifásica representados por três linhas de transmissão monofásicas independentes	16
Fig. 3.1: Modo genérico da linha de transmissão.....	26
Fig. 4.1: Linha de transmissão trifásica de 330 kV	37
Fig. 4.2: Linha de transmissão trifásica de 440 kV	38
Fig. 4.3: Linha de transmissão trifásica de 500 kV	40
Fig. 4.4: Representação de uma Linha de transmissão através do modelo de parâmetros distribuídos	41
Fig. 4.5: Sistema implementado no MatLab para se obter as correntes na linha	47
Fig. 4.6: Caracterização do modo 1 da linha de transmissão de 440 kV no modelo implementado no MatLab para resistividade do solo igual a 1000 [Ω .m]	48
Fig. 5.1: Corrente obtida no terminal A do modo 1 da linha de 330 kV com o terminal B em aberto	54
Fig. 5.2: Corrente obtida no terminal A do modo 1 da linha de 330 kV com o terminal B em curto-circuito	55
Fig. 5.3: Corrente obtida no terminal A do modo 2 da linha de 330 kV com o terminal B em aberto	55
Fig. 5.4: Corrente obtida no terminal A do modo 2 da linha de 330 kV com o terminal B em curto-circuito	55
Fig. 5.5: Corrente obtida no terminal A do modo 3 da linha de 330 kV com o terminal B em aberto	56
Fig. 5.6: Corrente obtida no terminal A do modo 3 da linha de 330 kV com o terminal B em curto-circuito	56
Fig. 5.7: Corrente obtida no terminal A do modo 1 da linha de 440 kV com o terminal B em aberto	59

Fig. 5.8: Corrente obtida no terminal A do modo 1 da linha de 440 kV com o terminal B em curto-circuito59

Fig. 5.9: Corrente obtida no terminal A do modo 2 da linha de 440 kV com o terminal B em aberto60

Fig. 5.10: Corrente obtida no terminal A do modo 2 da linha de 440 kV com o terminal B em curto-circuito60

Fig. 5.11: Corrente obtida no terminal A do modo 3 da linha de 440 kV com o terminal B em aberto60

Fig. 5.12: Corrente obtida no terminal A do modo 3 da linha de 440 kV com o terminal B em curto-circuito61

Fig. 5.13: Corrente obtida no terminal A do modo 1 da linha de 500 kV com o terminal B em aberto67

Fig. 5.14: Corrente obtida no terminal A do modo 1 da linha de 500 kV com o terminal B em curto-circuito67

Fig. 5.15: Corrente obtida no terminal A do modo 2 da linha de 500 kV com o terminal B em aberto67

Fig. 5.16: Corrente obtida no terminal A do modo 2 da linha de 500 kV com o terminal B em curto-circuito68

Fig. 5.17: Corrente obtida no terminal A do modo 3 da linha de 500 kV com o terminal B em aberto68

Fig. 5.18: Corrente obtida no terminal A do modo 3 da linha de 500 kV com o terminal B em curto-circuito68

Lista de Símbolos

- R [Ω / m].....= Resistência série da linha por unidade de comprimento
- L [H / m].....= Indutância série da linha por unidade de comprimento
- C [F / m].....= Capacitância paralela da linha por unidade de comprimento
- G [S / m].....= Condutância paralela da linha por unidade de comprimento
- $v(x, t)$ = Tensão dependente do espaço e do tempo no terminal A da linha
- $v(x + \Delta x, t)$ = Tensão dependente do espaço e do tempo no terminal B da linha
- $i(x, t)$ = Corrente dependente do espaço e do tempo no terminal A da linha
- $i(x + \Delta x, t)$ = Corrente dependente do espaço e do tempo no terminal B da linha
- Δx = Secção infinitesimal de um condutor
- $R\Delta x$ = Resistência no elemento de comprimento Δx da linha dada em Ohms por unidade de comprimento
- $L\Delta x$ = Indutância no elemento de comprimento Δx da linha dada em Henry por unidade de comprimento
- $C\Delta x$ = Capacitância no elemento de comprimento Δx da linha dada em Faraday por unidade de comprimento
- $G\Delta x$ = Condutância no elemento de comprimento Δx da linha dada em Simens por unidade de comprimento
- $V(x)$ [V].....= Módulo da tensão $v(x, t)$
- $I(x)$ [A].....= Módulo da tensão $i(x, t)$
- ω [rad / s].....= Frequência angular
- f [Hz].....= Frequência da rede
- [Z].....= Matriz de impedância longitudinal por unidade de comprimento
- [Y].....= Matriz de admitância shunt por unidade de comprimento

$[V(x)]$ = Vetor do módulo das tensões transversais entre cada uma das fases e a terra
 $[I(x)]$ = Vetor do módulo das correntes longitudinais nas n fases
 $[T_{Clarke}]$ = Matriz de transformação de Clarke
 $[T_V]$ = Matriz cujas colunas são os autovetores da matriz $[Z][Y]$
 $[T_I]$ = Matriz cujas colunas são os autovetores da matriz $[Y][Z]$
 $[\lambda_V]$ = Matriz com os autovalores do produto matricial $[Z][Y]$
 $[\lambda_I]$ = Matriz com os autovalores do produto matricial $[Y][Z]$
 $[V_m]$ = Vetor de tensões no domínio dos modos
 $[I_m]$ = Vetor de correntes no domínio dos modos
 $[Z_m]$ = Matriz de impedância longitudinal no domínio dos modos
 $[Y_m]$ = Matriz de admitância transversal no domínio dos modos
 $[Z_{qm}]$ = Matriz de impedância longitudinal no domínio dos quase-modos
 $[Y_{qm}]$ = Matriz de admitância transversal no domínio dos quase-modos
 $[V_{qm}]$ = Vetor de tensões dos quase-modos
 $[I_{qm}]$ = Vetor de correntes dos quase-modos
 d = Comprimento da linha
 γ = Constante de propagação de um modo genérico
 Z_c = Impedância característica de um modo genérico
 Z_{open} = Impedância equivalente quando o terminal B está aberto
 V_{mA_open} = Tensão modal no terminal A quando o terminal B está aberto
 I_{mA_open} = Corrente modal no terminal A quando terminal B está aberto
 Z_{cc} = Impedância equivalente quando o terminal B está curto circuitado
 V_{mA_cc} = Tensão modal no terminal A quando o terminal B está curto circuitado

I_{mA_cc} = Corrente modal no terminal A quando terminal B está curto circuitado

z_L = Carga conectada no terminal B

$[V_{fase}]$ = Vetor com as tensões transversais no terminal A da linha no domínio das fases

$[I_{fase}]_{open}$ = Vetor com as correntes longitudinais no terminal A da linha no domínio das fases, considerando que o terminal B está aberto

$[I_{fase}]_{cc}$ = Vetor com as correntes longitudinais no terminal A da linha no domínio das fases, considerando que o terminal B está curto circuitado

$[I_m]_{open}$ = Vetor de corrente no terminal A de cada modo considerando que o terminal B está aberto

$[I_m]_{cc}$ = Vetor de corrente no terminal A de cada modo considerando que o terminal B está curto circuitado

$[R] [\Omega / km]$ = Matriz de resistências por unidade de comprimento no domínio das fases

$[L] [H / m]$ = Matriz de indutâncias por unidade de comprimento no domínio das fases

$[G] [S / m]$ = Matriz de condutâncias por unidade de comprimento no domínio das fases

$[C] [F / m]$ = Matriz de capacitâncias por unidade de comprimento no domínio das fases

$[E_{mA}]$ = Vetor de tensões no domínio dos modos obtido por meio de transformação utilizando a matriz de Clarke

$[I_{modo A}]_{open}$ = Vetor de correntes no domínio dos modos, quando o terminal B está aberto, obtido por meio de transformação utilizando a matriz de Clarke

$[I_{modo A}]_{cc}$ = Vetor de correntes no domínio dos modos, quando o terminal B está curto circuitado, obtido por meio de transformação utilizando a matriz de Clarke

Capítulo 1

Introdução

Com o crescente aumento do consumo de energia elétrica em virtude do crescimento econômico do país, surge a necessidade da construção de usinas geradoras de energia elétrica cada vez mais afastadas dos grandes centros consumidores. Para transportar toda essa energia gerada é necessária à construção de grandes linhas de transmissão que interligam as usinas aos consumidores. Essas linhas, sustentadas por grandes estruturas metálicas, que cruzam o país levando o desenvolvimento a várias áreas constituem sem sombra de dúvida em um grande feito da engenharia.

Com a invenção do transformador por volta de 1884, o sistema de transmissão em corrente alternada deu um grande salto, pois com esse novo equipamento a tensão poderia ser elevada ou abaixada, com um alto grau de rendimento, viabilizando o transporte de energia que poderia ser realizado em longas distâncias. Com a transmissão em tensões elevadas pode-se diminuir a bitola dos condutores, reduzindo o custo de implantação e expansão dos sistemas de linha de transmissão, pois as estruturas metálicas que sustentam os cabos que levam os grandes blocos de energia poderiam ser menos robustas [2].

No Brasil, em particular, a concentração do consumo de energia em regiões específicas associada com uma geração de vocação tipicamente hidrelétrica e, portanto, localizadas em locais remotos, exige uma malha de transmissão de grande porte.

A Figura 1.1 mostra como está distribuído o sistema brasileiro de transmissão de energia elétrica segundo o Operador Nacional do Sistema Elétrico - ONS.

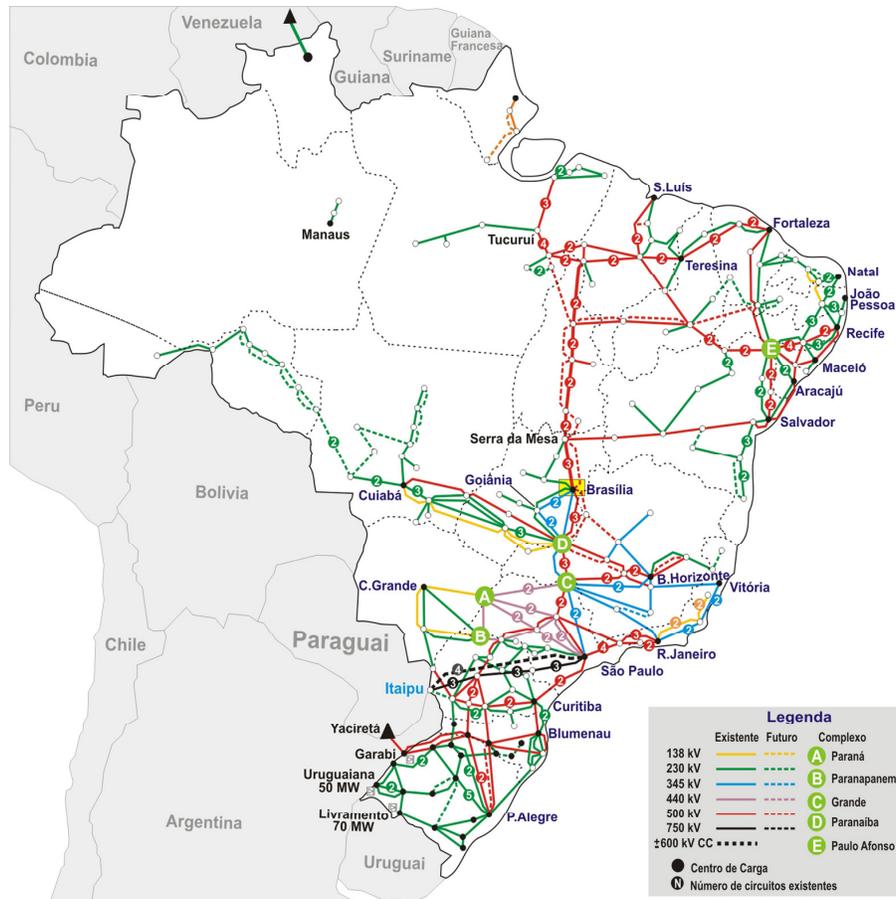


Fig. 1.1: Sistema brasileiro de transmissão de energia elétrica referente a 2007

Para o fornecimento de energia aos centros consumidores, os sistemas elétricos de potência e, de forma específica, as linhas de transmissão operam em regime permanente (tensão, corrente e frequência nominais), interligando tais centros consumidores aos centros de geração de energia. No entanto, o dimensionamento desses sistemas de transmissão deve basear-se na proteção contra ocorrências transitórias e extremas acima das condições normais de funcionamento.

Dentro do planejamento da construção de linhas de transmissão (LTs), o cálculo dos parâmetros longitudinais e transversais é uma parte importante não só para o projeto adequado de linhas novas, mas como para a correta avaliação no caso de expansões. De fato o cálculo dos parâmetros é tão importante quanto o desenvolvimento de modelos para as linhas de transmissão. É necessário conhecer as limitações de cada rotina de cálculo bem como os casos melhor adaptados as metodologias existentes [6]. A modelagem para cálculo desses parâmetros impõe um rigor bastante elevado, já que imprecisões nessa representação poderão produzir desvios significativos entre os resultados dos estudos de planejamento e aqueles verificados na operação

diária do sistema.

Tais desvios assumem uma gravidade ainda maior quando se tem em conta que os modelos das LTs subsidiam decisões cruciais para um funcionamento confiável do sistema, uma vez que é elemento chave no estabelecimento do nível de curto-circuito das diversas barras da rede. Define, portanto, não só a capacidade de interrupção dos conjuntos de manobra, como também o correto encadeamento dos dispositivos de proteção primária e de retaguarda, assegurando, assim, uma seletividade tal que apenas os circuitos diretamente atingidos pela anormalidade sejam isolados, minimizando as repercussões no restante do sistema.

Os parâmetros unitários das linhas de transmissão, resistência por unidade de comprimento (R), indutância por unidade de comprimento (L) e capacitância por unidade de comprimento (C) não podem, em geral, ser considerados como concentrados e distribuem-se igualmente pela linha. A condutância (G) pode ser desconsiderada excetuando-se os estudos de efeito corona. De posse dos valores dos parâmetros, pode-se simular a capacidade de potência que pode ser transmitida, calcular fluxos de carga, analisar curtos-circuitos, estudar sobre-tensões, determinar os dispositivos de proteção que deverão ser utilizados para garantir confiabilidade ao sistema, e realizar estudos de estabilidade de tensão, quando tais parâmetros são indispensáveis para a obtenção da matriz Jacobiana [3].

Neste trabalho as simulações que representam as linhas de transmissão são realizadas no domínio do tempo, assim as soluções obtidas são diretamente em função do tempo sem a necessidade do uso de transformadas inversas de Fourier ou Laplace. O modelo de linhas quanto à natureza dos parâmetros é o de parâmetros distribuídos, pois o modelo de parâmetros concentrados, apesar da fácil utilização, é considerado menos preciso [2].

Os modelos clássicos para cálculo dos parâmetros de linhas de transmissão utilizam as equações de Carson e as equações modificadas de Bessel. Os estudos desenvolvidos por Carson propuseram métodos de cálculos cujos resultados mais se aproximam dos valores medidos em instalações reais. Carson propôs dois métodos: exato e aproximado. No método exato, Carson apresentou suas equações em forma de série. No método aproximado, alguns termos da série são desprezados. O termo de correção da resistência devido ao solo torna-se constante e proporcional à frequência do sistema, enquanto que o termo de correção da reatância indutiva é proporcional à resistividade do solo e inversamente proporcional à frequência [4]. Para a validade dos estudos de Carson, algumas simplificações foram consideradas, tais como [2]:

- O solo é plano na vizinhança da linha;
- O solo é homogêneo, sendo a condutividade e a constante dielétrica independentes da frequência e constantes ao longo de toda extensão da linha;
- Os condutores são paralelos entre si e o solo, sendo seus raios muito inferiores em relação às distâncias envolvidas;
- Os efeitos terminais da linha de transmissão (LT) e das estruturas são desprezados na determinação do campo eletromagnético;
- Os cabos pára-raios de aço da LT possuem permeabilidade magnética constante;
- Os cabos de fase, compostos por fios encordoados com alma de aço, são representados através de um condutor com seção reta com a forma de coroa circular, onde a corrente na alma de aço é desprezada.

A consideração das simplificações anteriores faz com que os resultados dos cálculos dos parâmetros não condigam com a realidade, introduzindo erros nos mesmos. Pois, só no interior do território brasileiro, por exemplo, é típico o caso de solo no qual a variação de resistividade é muito grande dependendo do período do ano. Alguns autores apontam, por exemplo, erros da ordem de 25% a 30% entre as informações constantes nos bancos de dados das empresas construídos da forma tradicional e os valores reais levantados para esses parâmetros [5]. As implicações de erros dessa ordem são significativas, visto que influenciarão fortemente a qualidade e o custo de energia fornecida pelas empresas. Assim, os cálculos dos parâmetros longitudinais e transversais feitos a partir das tensões e correntes de uma linha já construída expressa de maneira mais realista a linha em questão.

O objetivo deste trabalho é calcular os parâmetros longitudinais e transversais da linha a partir das correntes e tensões nas fases da mesma. Serão utilizadas equações desenvolvidas por Kurokawa em [2], no domínio modal, considerando as obtenções de correntes e tensões em um terminal da linha e o outro terminal em aberto e em curto-circuito.

1.1 A estrutura dos capítulos do texto apresentado

No capítulo 2, é realizada uma revisão sobre a teoria básica de linha de transmissão. É descrito também a teoria dos modos e quase-modos. Tal teoria transforma uma linha de

transmissão trifásica, que possui seus parâmetros acoplados, em três modos que podem ser estudados como se fossem três linhas de transmissão monofásicas.

No capítulo 3, é mostrada a metodologia utilizada para cálculo dos parâmetros longitudinais e transversais de uma linha de transmissão trifásica. Ela contém as equações desenvolvidas por Kurokawa em [2] para obtenção dos parâmetros a partir das correntes e tensões nos terminais da linha.

No capítulo 4, são caracterizadas, por meio de suas matrizes de resistências, indutâncias e capacitâncias, as linhas de transmissão analisadas neste trabalho. É apresentado a metodologia de simulação e o sistema implementado em MatLab para obtenção das correntes nos terminais das linhas.

No capítulo 5, são apresentados os resultados de cálculo dos parâmetros das linhas de transmissão de 330 kV, 440 kV e 500 kV obtidos a partir das simulações realizadas. São calculados os erros destes parâmetros em relação aos parâmetros tidos como referências ou reais das linhas.

Por fim é feito um fechamento desse trabalho com a conclusão dos resultados obtidos.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

2.1 Teoria Básica de Linha de Transmissão

Uma linha de transmissão é um meio de propagação de sinais elétricos, constituída muitas vezes por dois condutores paralelos, condutores coaxiais ou de uma maneira geral, por dois condutores separados por um dielétrico. A análise do comportamento de uma linha de transmissão pode ser feita de maneira rigorosa através da teoria eletromagnética. No entanto o método tradicional baseado na teoria de circuitos de elementos distribuídos pode ser seguido. Sendo assim, [7] define os quatro elementos primários de uma linha como sendo:

- R é a resistência série da linha por unidade de comprimento dada em Ohms/metro $[\Omega / m]$;
- L é a indutância série da linha por unidade de comprimento dada em Henry/metro $[H / m]$;
- C é a capacitância paralela da linha por unidade de comprimento dada em Faraday/metro $[F / m]$;
- G é a condutância paralela da linha por unidade de comprimento dada em Simens/metro $[S / m]$;

Embora os parâmetros R , L , C e G estejam uniformemente distribuídos ao longo da linha, pode-se supor que uma linha de transmissão é constituída por secções infinitesimais de comprimento Δx . Deste modo representa-se a linha de transmissão por meio de várias secções de comprimento Δx através do modelo de parâmetros distribuídos como mostra a Figura 2.1.

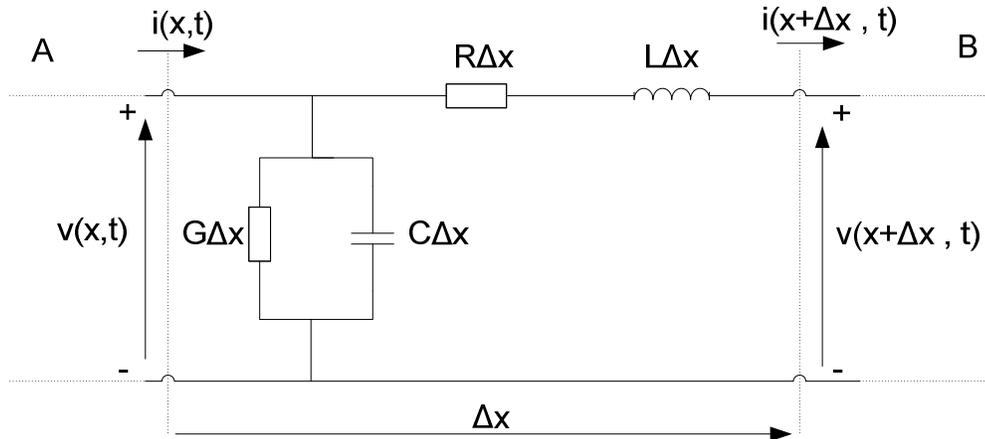


Fig. 2.1: Linha de transmissão representada pelo modelo de parâmetros distribuídos

Nota-se que a resistência e a indutância, embora concentradas em um dos condutores, representam na realidade a contribuição total dos dois condutores na secção infinitesimal Δx .

Aplicando a lei de Kirchhoff para as tensões, a qual estabelece que a soma algébrica das tensões ao longo de qualquer laço é zero [7, 8, 9], no circuito da Figura 2.1, tem-se:

$$v(x,t) = R\Delta x \cdot i(x+\Delta x, t) + L\Delta x \cdot \frac{\partial}{\partial t} i(x+\Delta x, t) + v(x+\Delta x, t) \quad (2.1)$$

Sendo:

$v(x,t)$ a tensão dependente do espaço e do tempo no terminal A da linha;

$v(x+\Delta x, t)$ a tensão dependente do espaço e do tempo no terminal B da linha;

$i(x,t)$ a corrente dependente do espaço e do tempo no terminal A da linha;

$i(x+\Delta x, t)$ a corrente dependente do espaço e do tempo no terminal B da linha;

$R\Delta x$ a resistência no elemento de comprimento Δx da linha dada em Ohms por unidade de comprimento;

$L\Delta x$ a indutância no elemento de comprimento Δx da linha dada em Henry por unidade de comprimento;

$C\Delta x$ a capacitância no elemento de comprimento Δx da linha dada em Faraday por

unidade de comprimento;

$G\Delta x$ a condutância no elemento de comprimento Δx da linha dada em Simens por unidade de comprimento.

Manipulando a expressão (2.1) e dividindo por Δx , tem-se:

$$\left[R + L \frac{\partial}{\partial t} \right] i(x + \Delta x, t) = - \frac{v(x + \Delta x, t) - v(x, t)}{\Delta x} \quad (2.2)$$

Aplicando a lei de Kirchhoff para as correntes, a qual estabelece que a soma das correntes entrando em qualquer nó é zero [7, 8, 9], no circuito da Figura 2.1, tem-se:

$$i(x + \Delta x, t) = i(x, t) - G\Delta x \cdot v(x, t) - C\Delta x \cdot \frac{\partial}{\partial t} v(x, t) \quad (2.3)$$

Substituindo a expressão (2.3) em (2.2), tem-se:

$$\left[R + L \frac{\partial}{\partial t} \right] \left[i(x, t) - G\Delta x \cdot v(x, t) - C\Delta x \cdot \frac{\partial}{\partial t} v(x, t) \right] = - \frac{v(x + \Delta x, t) - v(x, t)}{\Delta x} \quad (2.4)$$

Aplicando o limite na expressão (2.4), para $\Delta x \rightarrow 0$, tem-se que:

$$\left[R + L \frac{\partial}{\partial t} \right] i(x, t) = - \frac{\partial}{\partial x} v(x, t) \quad (2.5)$$

Deve-se observar que o 2º membro da equação (2.4) dá origem ao negativo da derivada parcial em relação a x da tensão $v(x, t)$, na linha.

Reescrevendo a equação (2.3) numa forma mais apropriada e dividindo por Δx , obtém-se:

$$\left[G + C \frac{\partial}{\partial t} \right] v(x, t) = - \frac{i(x + \Delta x, t) - i(x, t)}{\Delta x} \quad (2.6)$$

Fazendo o limite de (2.6) quando $\Delta x \rightarrow 0$, tem-se:

$$\left[G + C \frac{\partial}{\partial t} \right] v(x, t) = - \frac{\partial}{\partial x} i(x, t) \quad (2.7)$$

O sinal negativo na expressão (2.5) indica que há queda de tensão com a distância x na linha pela passagem de correntes nos elementos R e L [7].

Na expressão (2.7) o sinal negativo mostra que há queda de corrente com a distância x na linha devido à existência de tensão nos elementos paralelos (*de fuga*) da linha, ou seja, G e C [7]. São correntes que retornam antes do sinal no fim da linha.

Com o auxílio da teoria de fasores [8, 9], pode-se escrever que:

$$\begin{cases} v(x, t) = \text{Re} [V(x) e^{j\omega t}] \\ i(x, t) = \text{Re} [I(x) e^{j\omega t}] \\ \omega = 2\pi f \end{cases} \quad (2.8)$$

Sendo:

$V(x)$ o módulo da tensão $v(x, t)$;

$I(x)$ o módulo da corrente $i(x, t)$;

ω é a frequência angular dada em radianos por segundo (*rad / s*);

f é a frequência da rede que neste trabalho é considerada igual a 60Hz.

Calculando a derivada parcial de $v(x, t)$, e $i(x, t)$, em relação à t , tem-se:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial v}{\partial t}(x, t) = \frac{\partial}{\partial t} V(x) e^{j\omega t} \\ \frac{\partial i}{\partial t}(x, t) = \frac{\partial}{\partial t} I(x) e^{j\omega t} \end{array} \right. \quad (2.9)$$

Manipulando (2.9) encontra-se que:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial v}{\partial t}(x, t) = j\omega V(x) e^{j\omega t} \\ \frac{\partial i}{\partial t}(x, t) = j\omega I(x) e^{j\omega t} \end{array} \right. \quad (2.10)$$

Calculando a derivada parcial de $v(x, t)$, e $i(x, t)$, em relação à x , tem-se:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial v}{\partial x}(x, t) = \frac{\partial}{\partial x} V(x) e^{j\omega t} \\ \frac{\partial i}{\partial x}(x, t) = \frac{\partial}{\partial x} I(x) e^{j\omega t} \end{array} \right. \quad (2.11)$$

Manipulando (2.11) encontra-se que:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial v}{\partial x}(x, t) = e^{j\omega t} \frac{\partial}{\partial x} V(x) \\ \frac{\partial i}{\partial x}(x, t) = e^{j\omega t} \frac{\partial}{\partial x} I(x) \end{array} \right. \quad (2.12)$$

Combinando as equações (2.5), (2.7), (2.10), (2.12), obtém-se:

$$\begin{cases} -e^{j\omega x} \frac{\partial}{\partial x} V(x) = RI(x)e^{j\omega x} + j\omega LI(x)e^{j\omega x} \\ -e^{j\omega x} \frac{\partial}{\partial x} I(x) = GV(x)e^{j\omega x} + j\omega CV(x)e^{j\omega x} \end{cases} \quad (2.13)$$

Através da expressão (2.13), encontram-se as equações gerais de linhas de transmissão.

$$-\frac{d}{dx} V(x) = (R + j\omega L)I(x) \quad (2.14)$$

$$-\frac{d}{dx} I(x) = (G + j\omega C)V(x) \quad (2.15)$$

Analisando as expressões (2.14) e (2.15) encontram-se a admitância transversal (Y) e a impedância longitudinal (Z) [9] que leva em consideração o efeito pelicular, o efeito do retorno através do solo e a reatância externa dos condutores da linha de transmissão.

$$\begin{cases} Z = (R + j\omega L) \\ Y = (G + j\omega C) \end{cases} \quad (2.16)$$

Assim, as equações diferenciais de primeira ordem de uma linha de transmissão são dadas pelas expressões (2.17) e (2.18).

$$-\frac{d}{dx} V(x) = Z I(x) \quad (2.17)$$

$$-\frac{d}{dx} I(x) = Y V(x) \quad (2.18)$$

É possível obter as equações diferenciais da linha, expressas só em função da tensão ou só em função da corrente. Para se conseguir a equação diferencial em tensão, basta diferenciar (2.14) em relação à x , substituir em (2.15) e manipular a expressão. Assim, encontra-se a equação diferencial de segunda ordem em tensão [7].

$$-\frac{\partial^2}{\partial x^2} V(x) = (R + j\omega L)(G + j\omega C)V(x) \quad (2.19)$$

De forma análoga, pode-se conseguir a equação diferencial da linha em corrente. Para isso basta diferenciar (2.15) em relação à x , substituir em (2.14) e manipular a expressão. Assim, encontra-se a equação diferencial de segunda ordem em corrente [7].

$$-\frac{\partial^2}{\partial x^2} I(x) = (G + j\omega C)(R + j\omega L)I(x) \quad (2.20)$$

Assim, as equações diferenciais de segunda ordem da linha de transmissão (2.19) e (2.20) para uma frequência constante, podem ser reescritas em função de sua impedância longitudinal e sua admitância transversal.

$$-\frac{d^2}{dx^2} V(x) = ZYV(x) \quad (2.21)$$

$$-\frac{d^2}{dx^2} I(x) = YZI(x) \quad (2.22)$$

Considerando uma linha de transmissão com n fases, as equações telegráficas fundamentais desta linha na forma matricial são [2, 7]:

$$\frac{d^2}{dx^2} [V(x)] = [Z][Y][V(x)] \quad (2.23)$$

$$\frac{d^2}{dx^2} [I(x)] = [Y][Z][I(x)] \quad (2.24)$$

Sendo;

$[Z]$ é a matriz de impedância longitudinal por unidade de comprimento;

$[Y]$ é a matriz de admitância transversal shunt por unidade de comprimento;

$[V(x)]$ é o vetor de tensões transversais entre cada uma das fases e a terra;

$[I(x)]$ é o vetor de correntes longitudinais nas n fases.

Para este trabalho, em que as linhas de transmissão são trifásicas, simétricas e desequilibradas, n é igual a 3 e os vetores $[V(x)]$, $[I(x)]$ têm dimensões 3 x 1 e são dados por:

$$[V(x)] = \begin{bmatrix} V_{fase1} \\ V_{fase2} \\ V_{fase3} \end{bmatrix} \quad (2.25)$$

Sendo:

V_{fase1} é a tensão transversal entre o condutor da fase 1 da linha de transmissão trifásica e a terra;

V_{fase2} é a tensão transversal entre o condutor da fase 2 da linha de transmissão trifásica e a terra;

V_{fase3} é a tensão transversal entre o condutor da fase 3 da linha de transmissão trifásica e a terra.

$$[I(x)] = \begin{bmatrix} I_{fase1} \\ I_{fase2} \\ I_{fase3} \end{bmatrix} \quad (2.26)$$

Sendo:

$I_{\text{fase 1}}$ é a corrente longitudinal na fase 1;

$I_{\text{fase 2}}$ é a corrente longitudinal na fase 2;

$I_{\text{fase 3}}$ é a corrente longitudinal na fase 3.

As matrizes $[Z]$ e $[Y]$ são simétricas, devido à geometria da linha, e têm dimensões 3 x 3. Elas já contêm os parâmetros próprios e mútuos da linha, já considerando que os efeitos dos cabos pára-raios estão implicitamente representados nas fases [2].

$$[Z] = \begin{bmatrix} z_{11} & z_{12} & z_{13} \\ z_{21} & z_{22} & z_{23} \\ z_{31} & z_{32} & z_{33} \end{bmatrix} \quad (2.27)$$

Onde:

z_{11} , z_{22} , z_{33} são as impedâncias próprias das fases 1, fase 2 e fase 3 respectivamente;

z_{12} , z_{13} são as impedâncias mútuas entre as fases 1 e 2 e entre as fases 1 e 3 respectivamente;

z_{21} , z_{23} são as impedâncias mútuas entre as fases 2 e 1 e entre as fases 2 e 3 respectivamente;

z_{31} , z_{32} são as impedâncias mútuas entre as fases 3 e 1 e entre as fases 3 e 2 respectivamente.

$$[Y] = \begin{bmatrix} y_{11} & y_{12} & y_{13} \\ y_{21} & y_{22} & y_{23} \\ y_{31} & y_{32} & y_{33} \end{bmatrix} \quad (2.28)$$

Onde:

y_{11} , y_{22} , y_{33} são as admitâncias próprias das fases 1, fase 2 e fase 3 respectivamente;

y_{12} , y_{13} são as admitâncias mútuas entre as fases 1 e 2 e entre as fases 1 e 3

respectivamente;

y_{21} , y_{23} são as admitâncias mútuas entre as fases 2 e 1 e entre as fases 2 e 3 respectivamente;

y_{31} , y_{32} são as admitâncias mútuas entre as fases 3 e 1 e entre as fases 3 e 2 respectivamente.

A Figura 2.2 é a representação esquemática de um trecho de linha de transmissão trifásica genérica, localizado entre duas estruturas ou terminais A e B.

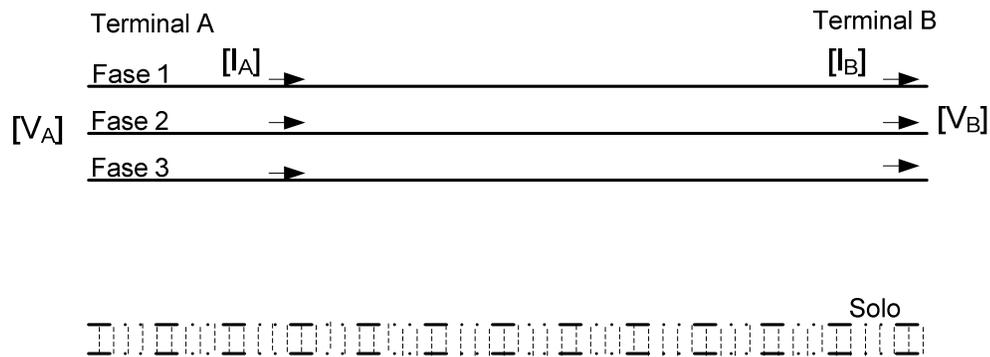


Fig. 2.2: Linha de transmissão trifásica genérica

Na Figura 2.2, os vetores representados são designados como:

$[V_A]$ é o vetor de tensões transversais entre cada um dos condutores fase e a terra no terminal A da linha;

$[V_B]$ é o vetor de tensões transversais entre cada um dos condutores fase e a terra no terminal B da linha;

$[I_A]$ é o vetor de correntes longitudinais em cada um dos condutores fase no terminal A;

$[I_B]$ é o vetor de correntes longitudinais em cada um dos condutores fase no terminal B.

A teoria de linha de transmissão, descrita acima por meio de equações diferenciais de segunda ordem, é de difícil análise e solução devido ao acoplamento entre as fases. Neste

trabalho, será utilizada a técnica dos modos exatos e quase-modos, pois ela desacopla as fases de um sistema polifásico. Assim, a linha de transmissão genérica representada na Figura 2.2 pode ser representada no domínio dos modos como sendo três linhas monofásicas conforme Figura 2.3.

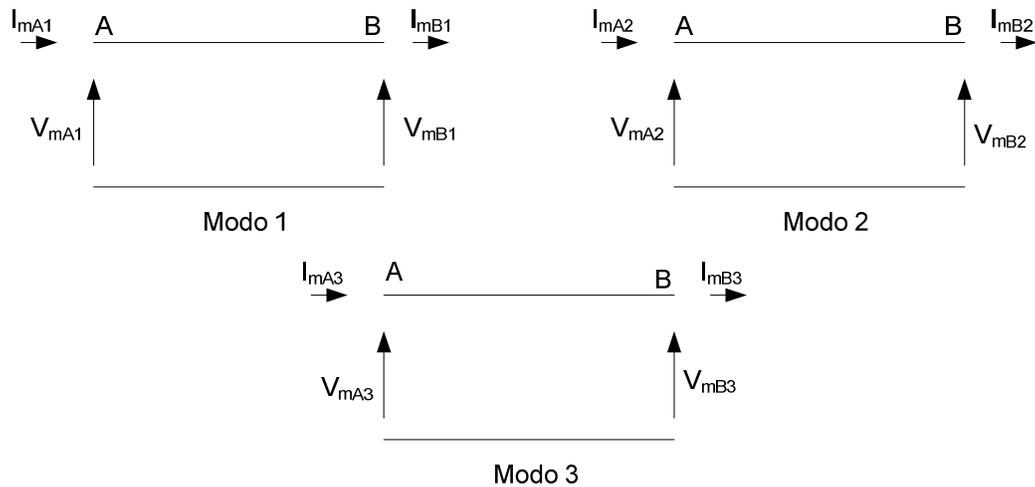


Fig. 2.3: Modos de propagação da linha de transmissão trifásica representados por três linhas de transmissão monofásicas independentes

Sendo:

V_{mA1} , V_{mB1} as tensões nos terminais A e B do modo 1;

V_{mA2} , V_{mB2} as tensões nos terminais A e B do modo 2;

V_{mA3} , V_{mB3} as tensões nos terminais A e B do modo 3;

I_{mA1} , I_{mB1} as correntes longitudinais nos terminais A e B do modo 1;

I_{mA2} , I_{mB2} as correntes longitudinais nos terminais A e B do modo 2;

I_{mA3} , I_{mB3} as correntes longitudinais nos terminais A e B do modo 3.

2.2 Teoria dos Modos Exatos e Quase-Modos

Um sistema polifásico genérico que possui n fases acopladas, pode ser transformado em n sistemas monofásicos que são matematicamente idênticos ao sistema original. Para esta transformação podem ser utilizadas as matrizes $[T_v]$ e $[T_l]$ que são os autovetores associados aos produtos $[Z][Y]$ e $[Y][Z]$ respectivamente, e os n sistemas monofásicos são ditos modos exatos do sistema polifásico. Pode ser utilizado também a matriz de transformação de Clarke e o sistema obtido são ditos de quase-modos.

A matriz de transformação de Clarke é uma matriz real e constante, cujos elementos são independentes da frequência. Se a linha de transmissão é idealmente transposta a matriz de Clarke decompõe a mesma em seus modos exatos. No entanto, se a linha não é idealmente transposta, mas possui um plano de simetria vertical, a matriz de Clarke decompõe a linha em seus quase-modos que podem, em algumas situações, ser considerados idênticos aos modos exatos [2].

2.2.1 Teoria dos Modos Exatos de uma Linha de Transmissão

As equações diferenciais de segunda ordem (2.23) e (2.24) descritas no item 2.1 para uma linha de transmissão de n fases, estão no domínio das fases e são de difícil resolução, uma vez que os produtos matriciais $[Z][Y]$ e $[Y][Z]$ são, de maneira genérica, distintos. No entanto tais produtos podem ser transformados em matrizes diagonais a partir da utilização de uma transformação de similaridade. Neste caso os produtos matriciais $[Z][Y]$ e $[Y][Z]$ resultarão em matrizes diagonais cujos elementos são os autovalores desses produtos matriciais.

A matriz $[\lambda_v]$, que é a matriz com os autovalores de $[Z][Y]$, é calculada através da seguinte relação [2]:

$$[\lambda_v] = [T_v]^{-1} [Z][Y] [T_v] \quad (2.29)$$

Os autovalores $[\lambda_l]$ do produto matricial $[Y][Z]$ são:

$$[\lambda_l] = [T_l]^{-1}[Y][Z][T_l] \quad (2.30)$$

Sendo:

$[T_v]$ a matriz cujo as colunas são os autovetores da matriz $[Z][Y]$;

$[T_l]$ a matriz cujo as colunas são os autovetores da matriz $[Y][Z]$.

Os produtos $[Z][Y]$ e $[Y][Z]$, de modo genérico, são distintos e, portanto as matrizes $[T_v]$ e $[T_l]$ são diferentes. No entanto, mesmo sendo $[Z][Y]$ e $[Y][Z]$ matrizes distintas seus determinantes são iguais, conseqüentemente seus autovalores $[\lambda_v]$ e $[\lambda_l]$ também.

$$[\lambda_v] = [\lambda_l] = [\lambda_m] \quad (2.31)$$

Substituindo a equação (2.31) nas equações (2.29) e (2.30), tem-se:

$$[\lambda_m] = [T_v]^{-1}[Z][Y][T_v] \quad (2.32)$$

$$[\lambda_m] = [T_l]^{-1}[Y][Z][T_l] \quad (2.33)$$

Manipulando as equações (2.32) e (2.33), obtém-se:

$$[Z][Y] = [T_v][\lambda_m][T_v]^{-1} \quad (2.34)$$

$$[Y][Z] = [T_l][\lambda_m][T_l]^{-1} \quad (2.35)$$

Substituindo as equações (2.34) e (2.35) nas equações (2.23) e (2.24) e manipulando algebricamente tem-se que:

$$\frac{d^2[T_V]^{-1}[V(x)]}{dx^2} = [\lambda_m][T_V]^{-1}[V(x)] \quad (2.35)$$

$$\frac{d^2[I_I]^{-1}[I(x)]}{dx^2} = [\lambda_m][T_I]^{-1}[I(x)] \quad (2.36)$$

As equações (2.35) e (2.36) mostram que as correntes e tensões modais são definidas como sendo:

$$[V_m] = [T_V]^{-1}[V(x)] \quad (2.37)$$

$$[I_m] = [T_I]^{-1}[I(x)] \quad (2.38)$$

Sendo:

$[V_m]$ o vetor de tensões no domínio dos modos;

$[I_m]$ o vetor de correntes no domínio dos modos.

Manipulando as expressões (2.37) e (2.38), podem-se encontrar as matrizes de tensão e corrente no domínio das fases a partir dos dados de tensões e correntes no domínio dos modos.

$$[V(x)] = [T_V][V_m] \quad (2.39)$$

$$[I(x)] = [T_I][I_m] \quad (2.40)$$

A partir das tensões e correntes deduzidas no domínio dos modos, podem-se encontrar as matrizes de impedância e admitância também no domínio dos modos. Para isso basta substituir as equações (2.39) e (2.40) nas equações (2.17) e (2.18) e manipula-las:

$$\frac{d[V_m]}{dx} = [T_V]^{-1} [Z] [T_I] [I_m] \quad (2.41)$$

$$\frac{d[I_m]}{dx} = [T_I]^{-1} [Y] [T_V] [V_m] \quad (2.42)$$

Por meio das equações (2.41) e (2.42) deduz-se as matrizes diagonais de impedância $[Z_m]$ e admitância $[Y_m]$ no domínio dos modos.

$$[Z_m] = [T_V]^{-1} [Z] [T_I] \quad (2.43)$$

$$[Y_m] = [T_I]^{-1} [Y] [T_V] \quad (2.44)$$

2.2.2 Teoria dos Quase-Modos de uma Linha de Transmissão

Quando a transformação descrita no item 2.2.1 é realizada utilizando a matriz de Clarke, o sistema trifásico é dito transformado em seus quase-modos. Se a linha é idealmente transposta, ou se não sendo transposta, mas possuir um plano de simetria vertical, pode ser utilizado a matriz de Clarke para determinar seus modos exatos [2, 10]. Nestes casos obtém-se a linha decomposta em seus quase-modos.

Considerando a linha trifásica, transposta ou não, os modos exatos 1, 2 e 3 podem ser considerados equivalentes aos quase-modos α , β e zero, respectivamente.

Neste caso para se encontrar os quase-modos, a matriz $[T_I]$ é substituída pela matriz de transformação de Clarke $[T_{Clarke}]$ [2].

Em [2] está demonstrado que o inverso da matriz $[T_V]$ é igual à transposta da matriz $[T_I]$. Assim, relacionando a matriz de Clarke e a matriz $[T_V]$ tem-se:

$$[T_V]^{-1} = [T_{Clarke}]^T \quad (2.45)$$

A matriz de transformação de Clarke $[T_{Clarke}]$ é definida como sendo [2, 10, 11]:

$$[T_{Clarke}] = \begin{bmatrix} \frac{2}{\sqrt{6}} & 0 & \frac{1}{\sqrt{3}} \\ -\frac{1}{\sqrt{6}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{3}} \\ -\frac{1}{\sqrt{6}} & -\frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{3}} \end{bmatrix} \quad (2.46)$$

Considerando as equações (2.43) e (2.44), podem-se obter as impedâncias e admitâncias dos quase-modos da linha, como sendo:

$$[Z_{qm}] = [T_{Clarke}]^T [Z] [T_{Clarke}] \quad (2.47)$$

$$[Y_{qm}] = [T_{Clarke}]^{-1} [Y] [T_{Clarke}]^{-T} \quad (2.48)$$

Para as linhas de transmissão que possuam um plano de simetria vertical, mas não sendo idealmente transpostas, as matrizes $[Z_{qm}]$ e $[Y_{qm}]$ são escritas como sendo [2]:

$$[Z_{qm}] = \begin{bmatrix} Z_{\alpha} & 0 & Z_{\alpha 0} \\ 0 & Z_{\beta} & 0 \\ Z_{0\alpha} & 0 & Z_0 \end{bmatrix} \quad (2.49)$$

$$[Y_{qm}] = \begin{bmatrix} Y_{\alpha} & 0 & Y_{\alpha 0} \\ 0 & Y_{\beta} & 0 \\ Y_{0\alpha} & 0 & Y_0 \end{bmatrix} \quad (2.50)$$

Pelas equações (2.49) e (2.50) percebe-se que há um acoplamento entre os quase-modos α e zero. No entanto, esse acoplamento pode ser desprezado em determinadas situações. Assim, as

matrizes $[Z_{qm}]$ e $[Y_{qm}]$ podem ser escritas como sendo:

$$[Z_{qm}] = \begin{bmatrix} Z_\alpha & 0 & 0 \\ 0 & Z_\beta & 0 \\ 0 & 0 & Z_0 \end{bmatrix} \quad (2.51)$$

$$[Y_{qm}] = \begin{bmatrix} Y_\alpha & 0 & 0 \\ 0 & Y_\beta & 0 \\ 0 & 0 & Y_0 \end{bmatrix} \quad (2.52)$$

Manipulando as equações (2.37) e (2.38) utilizando a matriz de transformação de Clarke têm-se as tensões e correntes dos quase-modos.

$$[V_{qm}] = [T_{Clarke}]^T [V] \quad (2.53)$$

$$[I_{qm}] = [T_{Clarke}]^{-1} [I] \quad (2.54)$$

Sendo:

$[V_{qm}]$ o vetor de tensões dos quase-modos;

$[I_{qm}]$ o vetor de correntes dos quase-modos.

As equações, desacopladas, diferenciais de segunda ordem dos quase-modos da linha podem ser escritas como sendo:

$$\frac{d^2[V_{qm}]}{dx^2} = [Z_{qm}][Y_{qm}][V_{qm}] \quad (2.55)$$

$$\frac{d^2[I_{qm}]}{dx^2} = [Y_{qm}] [Z_{qm}] [I_{qm}] \quad (2.56)$$

Capítulo 3

Metodologia de Cálculo dos Parâmetros de Linha de Transmissão por Meio das Tensões e Correntes de Fase

3.1 Introdução

Neste capítulo será mostrada a metodologia de cálculo utilizada para obter os parâmetros longitudinais e transversais de uma linha de transmissão a partir das tensões e correntes em seus terminais. Primeiramente são determinadas as tensões e correntes no domínio dos modos e por meio das equações hiperbólicas, é desenvolvida a metodologia de cálculo.

Em seguida, é mostrado o cálculo da constante de propagação da linha em função das impedâncias equivalentes quando o terminal B está aberto e em curto. Assim, de posse das tensões e correntes da linha nas fases e seguindo a metodologia demonstrada neste capítulo é possível obter as matrizes de impedância e admitância no domínio das fases, conseqüentemente, tem-se os parâmetros longitudinais e transversais da linha.

3.2 Descrição da Metodologia de Cálculo

Sendo a linha de transmissão um meio de propagação de sinais elétricos, a mesma pode ser constituída por n fases. Já é conhecido como demonstrado no capítulo 2 que a representação complexa de tensões e correntes senoidais, resguardando algumas aproximações e restrições válidas, são dadas basicamente pelas equações diferenciais de segunda ordem [2, 7, 12]

$$\frac{d^2}{dx^2} [V_{fase}] = [Z][Y][V_{fase}] \quad (3.1)$$

$$\frac{d^2}{dx^2} [I_{fase}] = [Y][Z][I_{fase}] \quad (3.2)$$

As equações (3.1) e (3.2) são válidas se forem consideradas as simplificações descritas anteriormente e assumindo que o campo eletromagnético tem um estado quase estacionário e um comportamento na direção ortogonal ao eixo da linha [2].

Em (3.1) e (3.2), $[Z]$ e $[Y]$ são respectivamente as matrizes de impedância longitudinal e admitância transversal, no domínio das fases, por unidade de comprimento da linha. Neste trabalho os elementos das matrizes $[Z]$ e $[Y]$ são calculados para a frequência de 60 Hz. Os vetores $[V_{fase}]$ e $[I_{fase}]$ são, respectivamente, tensões e correntes de fase da linha.

Para obter a resolução das equações (3.1) e (3.2) é necessário transformar as n equações acopladas em n equações desacopladas. Para isso será utilizada a teoria dos modos desenvolvida no capítulo 2 na qual uma linha de transmissão pode ser decomposta em n modos, sendo que entre esses modos não existe acoplamento.

Através da matriz de transformação modal exata $[T_l]$, as equações (3.1) e (3.2) no domínio das fases podem ser transformadas nas equações (3.3) e (3.4) no domínio dos modos [13].

$$\frac{d^2}{dx^2} [V_m] = [Z_m][Y_m][V_m] \quad (3.3)$$

$$\frac{d^2}{dx^2} [I_m] = [Y_m][Z_m][I_m] \quad (3.4)$$

Sendo:

$[V_m]$ o vetor de tensões no domínio dos modos obtido por meio da matriz de transformação modal $[T_l]$;

$[I_m]$ o vetor de correntes no domínio dos modos obtido por meio da matriz de transformação modal $[T_l]$.

Como as matrizes $[Z_m]$ e $[Y_m]$ são matrizes diagonais, as matrizes do produto $[Z_m][Y_m]$ e $[Y_m][Z_m]$ também são diagonais e então há um desacoplamento entre os modos. A solução das equações (3.3) e (3.4) para um modo genérico, mostrado na Figura 3.1, é dada pelas equações (3.5) e (3.6) [13].

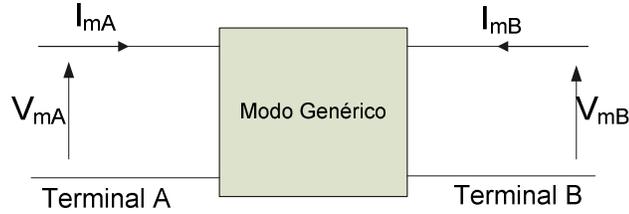


Fig. 3.1: Modo genérico da linha de transmissão

$$V_{mA} = V_{mB} \cosh(\gamma d) - I_{mB} Z_c \sinh(\gamma d) \quad (3.5)$$

$$I_{mA} = -I_{mB} \cosh(\gamma d) + \frac{V_{mB}}{Z_c} \sinh(\gamma d) \quad (3.6)$$

Sendo:

$[V_{mA}]$ a tensão modal no terminal A do modo genérico representado na Figura 3.1;

$[V_{mB}]$ a tensão modal no terminal B do modo genérico representado na Figura 3.1;

$[I_{mA}]$ a corrente modal no terminal A do modo genérico representado na Figura 3.1;

$[I_{mB}]$ a corrente modal no terminal B do modo genérico representado na Figura 3.1;

d o comprimento da linha;

γ a constante de propagação do modo genérico representado na Figura 3.1;

Z_c a impedância característica do modo genérico representado na Figura 3.1.

A constante de propagação γ e a impedância característica Z_c do modo genérico são dadas pelas equações (3.7) e (3.8) respectivamente [12].

$$\gamma = \sqrt{z_m y_m} \quad (3.7)$$

$$Z_c = \sqrt{\frac{z_m}{y_m}} \quad (3.8)$$

Onde z_m e y_m são, respectivamente, a impedância longitudinal e a admitância transversal por unidade de comprimento do modo considerado.

As equações (3.7) e (3.8) mostram que γ e Z_c de cada modo são escritos em função dos parâmetros longitudinais e transversais.

Supondo que no terminal B, do modo genérico mostrado na Figura 3.1, está conectada uma carga de impedância z_L (z_L é supostamente conhecido), então da teoria de linha de transmissão e usando as equações (3.5) e (3.6), é possível determinar a impedância z do circuito equivalente do modo como sendo [1, 14]:

$$z = \frac{z_L \cosh(\gamma l) + Z_c \sinh(\gamma l)}{\cosh(\gamma l) + \left(\frac{z_L}{Z_c}\right) \sinh(\gamma l)} \quad (3.9)$$

Considerando duas situações específicas para o terminal B, podem ser definidas duas impedâncias para o modo mostrado na Figura 3.1. A primeira impedância é definida considerando que o terminal B está aberto e a outra impedância é definida considerando o terminal B em curto-circuito. Estas impedâncias são denominadas impedâncias de circuito aberto e curto-circuito respectivamente.

Para se encontrar a impedância equivalente de circuito aberto é necessário dividir a tensão modal pela corrente modal do terminal A quando o terminal B está aberto [1, 2].

$$Z_{open} = \frac{V_{mA_open}}{I_{mA_open}} \quad (3.10)$$

Sendo:

Z_{open} a impedância equivalente quando o terminal B está aberto;

V_{mA_open} a tensão modal no terminal A quando o terminal B está aberto;

I_{mA_open} a corrente modal no terminal A quando terminal B está aberto.

A impedância equivalente de circuito aberto Z_{open} também pode ser encontrada fazendo com que a carga de impedância z_L conectada no terminal B tenda ao infinito ($z_L \rightarrow \infty$). Assim, calculando o limite da equação (3.9) quando z_L tende ao infinito, tem-se:

$$Z_{open} = \lim_{z_L \rightarrow \infty} \left(\frac{z_L \cosh(\gamma d) + Z_c \sinh(\gamma d)}{\cosh(\gamma d) + \left(\frac{z_L}{Z_c}\right) \sinh(\gamma d)} \right) \quad (3.11)$$

Manipulando a equação (3.11), tem-se:

$$Z_{open} = \lim_{z_L \rightarrow \infty} \left(\frac{z_L \cosh(\gamma d)}{\cosh(\gamma d) + \left(\frac{z_L}{Z_c}\right) \sinh(\gamma d)} + \frac{Z_c \sinh(\gamma d)}{\cosh(\gamma d) + \left(\frac{z_L}{Z_c}\right) \sinh(\gamma d)} \right) \quad (3.12)$$

$$Z_{open} = \lim_{z_L \rightarrow \infty} \left(\frac{z_L \cosh(\gamma d)}{\cosh(\gamma d) + \left(\frac{z_L}{Z_c}\right) \sinh(\gamma d)} \right) + \lim_{z_L \rightarrow \infty} \left(\frac{Z_c \sinh(\gamma d)}{\cosh(\gamma d) + \left(\frac{z_L}{Z_c}\right) \sinh(\gamma d)} \right) \quad (3.13)$$

No segundo membro da equação (3.13), o segundo limite tende a zero. Calculando o limite da equação (3.13) encontra-se a impedância equivalente de circuito aberto.

$$Z_{open} = \lim_{z_L \rightarrow \infty} \left(\frac{z_L \cosh(\gamma l)}{\cosh(\gamma l) + \left(\frac{z_L}{Z_c}\right) \sinh(\gamma l)} \right) = Z_c \frac{\cosh(\gamma l)}{\sinh(\gamma l)} \quad (3.14)$$

$$Z_{open} = Z_c \coth(\gamma l) \quad (3.15)$$

Para se encontrar a impedância equivalente de curto-circuito é necessário dividir a tensão modal pela corrente modal do terminal A quando o terminal B está curto circuitado [1, 2].

$$Z_{cc} = \frac{V_{mA_cc}}{I_{mA_cc}} \quad (3.16)$$

Sendo:

Z_{cc} a impedância equivalente quando o terminal B está curto circuitado;

V_{mA_cc} a tensão modal no terminal A quando o terminal B está curto circuitado;

I_{mA_cc} a corrente modal no terminal A quando terminal B está curto circuitado.

A impedância equivalente de curto circuito Z_{cc} também pode ser encontrada fazendo com que a carga de impedância z_L conectada no terminal B tenda a zero ($z_L \rightarrow 0$). Assim, calculando o limite da equação (3.9) quando z_L tende a zero, tem-se:

$$Z_{cc} = \lim_{z_L \rightarrow 0} \left(\frac{z_L \cosh(\gamma l) + Z_c \sinh(\gamma l)}{\cosh(\gamma l) + \left(\frac{z_L}{Z_c}\right) \sinh(\gamma l)} \right) \quad (3.17)$$

Manipulando a equação (3.17), tem-se:

$$Z_{cc} = \lim_{z_L \rightarrow 0} \left(\frac{z_L \cosh(\gamma d)}{\cosh(\gamma d) + \left(\frac{z_L}{Z_c}\right) \sinh(\gamma d)} + \frac{Z_c \sinh(\gamma d)}{\cosh(\gamma d) + \left(\frac{z_L}{Z_c}\right) \sinh(\gamma d)} \right) \quad (3.18)$$

$$Z_{cc} = \lim_{z_L \rightarrow 0} \left(\frac{z_L \cosh(\gamma d)}{\cosh(\gamma d) + \left(\frac{z_L}{Z_c}\right) \sinh(\gamma d)} \right) + \lim_{z_L \rightarrow 0} \left(\frac{Z_c \sinh(\gamma d)}{\cosh(\gamma d) + \left(\frac{z_L}{Z_c}\right) \sinh(\gamma d)} \right) \quad (3.19)$$

No segundo membro da equação (3.19), o primeiro limite tende a zero. Calculando o limite da equação (3.19) encontra-se a impedância equivalente de curto-circuito.

$$Z_{cc} = \lim_{z_L \rightarrow 0} \left(\frac{Z_c \sinh(\gamma d)}{\cosh(\gamma d) + \left(\frac{z_L}{Z_c}\right) \sinh(\gamma d)} \right) = Z_c \frac{\sinh(\gamma d)}{\cosh(\gamma d)} \quad (3.20)$$

$$Z_{cc} = Z_c \tanh(\gamma d) \quad (3.21)$$

É possível observar que as impedâncias equivalentes, no domínio dos modos, podem ser calculadas diretamente das correntes e tensões da linha usando as equações (3.10) e (3.16) ou por meio da constante de propagação γ e da impedância característica da linha Z_c usando (3.15) e (3.21).

3.2.1 Cálculo da Constante de Propagação γ em Função de Z_{cc} e Z_{open}

Considerando uma linha de transmissão com os terminais A e B, é possível obter os vetores $[V_{fase}]$, $[I_{fase}]_{open}$ e $[I_{fase}]_{cc}$, onde o vetor $[V_{fase}]$ consiste de fontes ligadas no terminal A da linha no domínio das fases. Os vetores $[I_{fase}]_{open}$ e $[I_{fase}]_{cc}$ são as correntes longitudinais no terminal A da linha no domínio das fases, considerando que o terminal B está aberto e em curto-circuito respectivamente.

Os vetores acima mencionados são escritos no domínio dos modos como sendo [1, 2]:

$$[V_m] = [T_I]^T [V_{fase}] \quad (3.22)$$

$$[I_m]_{open} = [T_I]^{-1} [I_{fase}]_{open} \quad (3.23)$$

$$[I_m]_{cc} = [T_I]^{-1} [I_{fase}]_{cc} \quad (3.24)$$

Em (3.22), $[V_m]$ é o vetor de tensões modais das fontes obtido pela transformação modal com o auxílio da matriz de transformação exata $[T_I]$. Cada tensão modal é conectada ao terminal A de seu respectivo modo da linha. Os vetores $[I_m]_{open}$ e $[I_m]_{cc}$ em (3.23) e (3.24) são os vetores de corrente no terminal A de cada modo considerando que o terminal B está aberto e em curto-circuito respectivamente.

Considerando um modo genérico da linha mencionado no item 3.2, é possível usar as equações (3.10) e (3.16) para calcular as impedâncias equivalentes Z_{open} e Z_{cc} deste modo. Kurokawa em [2] mostra que manipulando (3.15) e (3.21) obtém-se:

$$\coth(\gamma l) = \sqrt{\frac{Z_{open}}{Z_{cc}}} \quad (3.25)$$

Em (3.25), as impedâncias Z_{open} e Z_{cc} são conhecidas e foram obtidas a partir de (3.10) e (3.16) respectivamente. Portanto, manipulando algebricamente (3.25), é possível obter a função de propagação γ do modo genérico da linha.

A função co-tangente pode ser escrita em função do número de Euler (e). Portanto o termo $\coth(\gamma d)$ pode ser dado como sendo:

$$\coth(\gamma d) = \frac{e^{\gamma d} + e^{-\gamma d}}{e^{\gamma d} - e^{-\gamma d}} \quad (3.26)$$

Kurokawa demonstra em [2] que manipulando algebricamente a equação (3.26), obtém-se a expressão da constante de propagação γ de cada modo da linha. Assim, γ é dado como sendo:

$$\gamma = \frac{1}{2d} (\ln(X) + j \cos^{-1}(F)) \quad (3.27)$$

Em (3.27), d é o comprimento da linha expresso em quilômetros (km), X e F são escritos como sendo:

$$X = \frac{(1 + C_1)^2 + (C_2)^2}{\sqrt{(1 - C_1^2 - C_2^2)^2 + 4C_2^2}} \quad (3.28)$$

$$F = -\frac{1 - (C_1^2 + C_2^2)}{\sqrt{(1 - C_1^2 - C_2^2)^2 + 4C_2^2}} \quad (3.29)$$

Em (3.28) e (3.29), C_1 e C_2 são obtidos a partir da equação (3.30).

$$\sqrt{\frac{Z_{open}}{Z_{cc}}} = C_1 + jC_2 \quad (3.30)$$

Analisando as equações (3.28) e (3.29), observa-se que para cada modo da linha as seguintes restrições para C_1 e C_2 tem que ser atendidas para que se possam calcular os valores corretos da constante de propagação γ .

$$C_1 \neq \begin{cases} 1 \\ -1 \end{cases} \quad (3.31)$$

$$C_2 \neq 0 \quad (3.32)$$

3.2.2 Cálculo dos Parâmetros Longitudinais e Transversais da Linha de Transmissão

Seguindo a metodologia apresentada, para se obter os parâmetros longitudinal e transversal da linha de transmissão inicialmente substitui-se a equação (3.8) na (3.21) [1, 2].

$$Z_{cc} = \sqrt{\frac{z_m}{y_m}} \tanh(\gamma d) \quad (3.33)$$

Manipulando as equações (3.15) e (3.33), tem-se:

$$\sqrt{\frac{z_m}{y_m}} \tanh(\gamma d) Z_{open} = Z_{cc} Z_{open} \quad (3.34)$$

$$\sqrt{\frac{z_m}{y_m}} \frac{\sinh(\gamma d)}{\cosh(\gamma d)} \sqrt{\frac{z_m}{y_m}} \frac{\cosh(\gamma d)}{\sinh(\gamma d)} = Z_{cc} Z_{open} \quad (3.35)$$

$$\frac{z_m}{y_m} = Z_{cc} Z_{open} \quad (3.36)$$

Manipulando as equações (3.7) e (3.36):

$$\sqrt{\frac{z_m}{y_m}} = \sqrt{Z_{cc} Z_{open}} \quad (3.37)$$

$$\sqrt{\frac{z_m y_m}{y_m^2}} = \sqrt{Z_{cc} Z_{open}} \quad (3.38)$$

$$y_m = \frac{\gamma}{\sqrt{Z_{cc} Z_{open}}} \quad (3.39)$$

$$\sqrt{\frac{z_m^2}{z_m y_m}} = \sqrt{Z_{cc} Z_{open}} \quad (3.40)$$

$$z_m = \gamma \sqrt{Z_{cc} Z_{open}} \quad (3.41)$$

Como mostrado em (3.15) e (3.21), os termos Z_{open} e Z_{cc} são calculados a partir das correntes e tensões obtidos em um terminal do modo considerando quando o outro está em aberto e em curto-circuito. Então usando as equações de (3.27) a (3.32), são calculadas as constantes de propagação de cada modo. Por meio das equações (3.36), (3.39) e (3.41) as impedâncias longitudinais e admitâncias transversais de cada modo são calculadas.

Com as impedâncias longitudinais e admitâncias transversais de cada modo calculadas, a matriz de impedância longitudinal $[Z_m]$ e a matriz de admitância transversal $[Y_m]$ no domínio dos modos são obtidas.

As matrizes $[Z_m]$ e $[Y_m]$ são convertidas para o domínio das fases por meio da matriz de transformação $[T_l]$ como se segue:

$$[Z] = [T_l]^{-t} [Z_m] [T_l]^{-1} \quad (3.42)$$

$$[Y] = [T_l] [Y_m] [T_l]^t \quad (3.43)$$

Em (3.42) e (3.43), $[Z]$ e $[Y]$ são as matrizes de impedância longitudinal e de admitância transversal no domínio das fases respectivamente. Portanto, se as correntes e tensões da linha são conhecidas, as matrizes $[Z]$ e $[Y]$ podem ser calculadas. Conseqüentemente é possível calcular os parâmetros longitudinais e transversais da linha por unidade de comprimento [8, 9].

$$[Z] = [R] + j\omega[L] \quad (3.44)$$

$$[Y] = [G] + j\omega[C] \quad (3.45)$$

Sendo:

$[R]$ a matriz de resistência por unidade de comprimento no domínio das fases;

$[L]$ a matriz de indutância por unidade de comprimento no domínio das fases;

$[G]$ a matriz de condutância por unidade de comprimento no domínio das fases;

$[C]$ a matriz de capacitância por unidade de comprimento no domínio das fases.

Capítulo 4

Obtenção de Tensões e Correntes da Linha de Transmissão por Meio de Simulação e Cálculo dos Parâmetros Longitudinais e Transversais

4.1 Introdução

Neste capítulo serão caracterizadas (resistência, indutância e capacitância) as linhas de transmissão trifásicas estudadas. Serão simuladas três linhas de transmissão de 330 kV, 440 kV e 500 kV. Logo após, será descrito a metodologia seguida na simulação para obtenção das correntes e tensões de fase.

Em seguida, é apresentado o sistema implementado no programa computacional MatLab no qual por meio dos parâmetros da linha é possível simular correntes e tensões da mesma. Por fim, partindo do pressuposto que se conhecem as correntes e tensões da linha, são calculadas as matrizes de resistência, indutância e capacitância no domínio das fases.

4.2 Caracterização das Linhas a serem Simuladas

Neste trabalho foram consideradas 3 linhas de transmissão trifásicas de 330 kV, 440 kV e 500 kV todas com comprimento de 500 km com plano de simetria vertical. Os parâmetros longitudinais e transversais dessas linhas são previamente conhecidos para a frequência de 60 Hz.

A Figura 4.1 mostra a configuração geométrica da linha de 330 kV. Nela as fases 1, 2 e 3 são constituídas de 2 subcondutores do tipo Grosbeak. Os condutores 4 e 5 são os cabos pára-raios do tipo EHSW-3/8”.

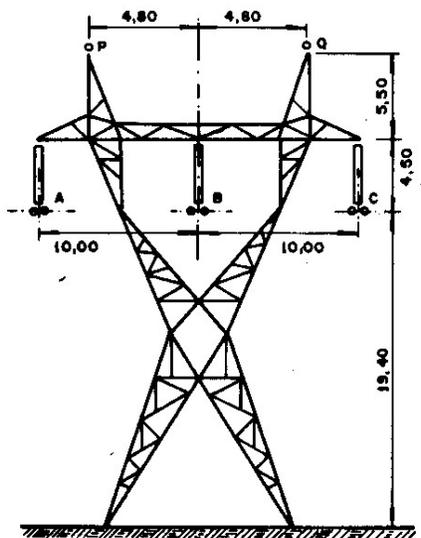


Fig. 4.1: Linha de transmissão trifásica de 330 kV

Os parâmetros longitudinais e transversais por unidade de comprimento desta linha para uma resistividade de $1000 [\Omega.m]$ e frequência igual a $60 Hz$ são:

$$[R] = \begin{bmatrix} 0,06504 & 0,05830 & 0,05830 \\ 0,05830 & 0,06504 & 0,05829 \\ 0,05830 & 0,05829 & 0,06504 \end{bmatrix} [\Omega / km] \quad (4.1)$$

$$[L] = \begin{bmatrix} 0,002148 & 0,001121 & 0,001121 \\ 0,001121 & 0,002148 & 0,000982 \\ 0,001121 & 0,000982 & 0,002148 \end{bmatrix} [H / km] \quad (4.2)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 9,47272 & -1,82882 & -1,82882 \\ -1,82882 & 9,16433 & -0,72000 \\ -1,82882 & -0,72000 & 9,16433 \end{bmatrix} [\eta F / km] \quad (4.3)$$

Sendo que a matriz $[R]$ é a matriz de resistência da linha por unidade de comprimento, a matriz $[L]$ é a matriz de indutâncias da linha por unidade de comprimento e a matriz $[C]$ é a matriz de capacitâncias da linha por unidade de comprimento. Os efeitos dos cabos pára-raios já

estão sendo considerados nos parâmetros das fases.

A Figura 4.2 mostra a configuração geométrica da linha de 440 kV. Nela as fases 1, 2 e 3 são constituídas de 4 subcondutores do tipo Grosbeak. Os condutores 4 e 5 são os cabos pára-raios do tipo EHSW-3/8”.

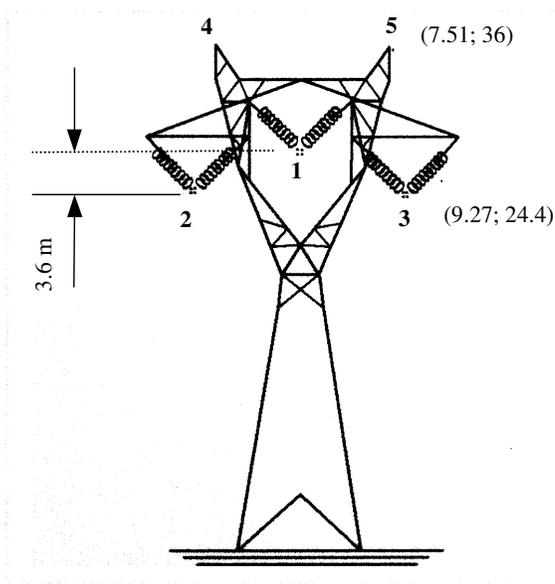


Fig. 4.2: Linha de transmissão trifásica de 440 kV

Para a linha de 440 kV serão realizadas simulações variando a resistividade do solo. As resistividades utilizadas serão de 10, 100 e 1000 $[\Omega.m]$, deste modo pode-se simular a variação climática indo do período chuvoso no qual o solo fica úmido ao período seco. Os parâmetros longitudinais e transversais por unidade de comprimento desta linha para uma resistividade de 10 $[\Omega.m]$ e frequência igual a 60 Hz são:

$$[R] = \begin{bmatrix} 0,05124 & 0,04938 & 0,04938 \\ 0,04938 & 0,05232 & 0,04979 \\ 0,04938 & 0,04979 & 0,05232 \end{bmatrix} [\Omega / km] \quad (4.4)$$

$$[L] = \begin{bmatrix} 0,001508 & 0,000691 & 0,000691 \\ 0,000691 & 0,001504 & 0,000564 \\ 0,000691 & 0,000564 & 0,001504 \end{bmatrix} [H / km] \quad (4.5)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 11,28737 & -2,83845 & -2,83845 \\ -2,83845 & 10,93188 & -1,16348 \\ -2,83845 & -1,16348 & 10,93188 \end{bmatrix} [\eta F / km] \quad (4.6)$$

Os parâmetros longitudinais e transversais por unidade de comprimento desta linha para uma resistividade de 100 $[\Omega.m]$ e frequência igual a 60 Hz são:

$$[R] = \begin{bmatrix} 0,05772 & 0,05559 & 0,05559 \\ 0,05559 & 0,05817 & 0,05579 \\ 0,05559 & 0,05579 & 0,05817 \end{bmatrix} [\Omega / km] \quad (4.7)$$

$$[L] = \begin{bmatrix} 0,001716 & 0,000900 & 0,000900 \\ 0,000900 & 0,001714 & 0,000775 \\ 0,000900 & 0,000775 & 0,001714 \end{bmatrix} [H / km] \quad (4.8)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 11,28737 & -2,83845 & -2,83845 \\ -2,83845 & 10,93188 & -1,16348 \\ -2,83845 & -1,16348 & 10,93188 \end{bmatrix} [\eta F / km] \quad (4.9)$$

Os parâmetros longitudinais e transversais por unidade de comprimento desta linha para uma resistividade de 1000 $[\Omega.m]$ e frequência igual a 60 Hz são:

$$[R] = \begin{bmatrix} 0,06025 & 0,05799 & 0,05799 \\ 0,05799 & 0,06041 & 0,05806 \\ 0,05799 & 0,05806 & 0,06041 \end{bmatrix} [\Omega / km] \quad (4.10)$$

$$[L] = \begin{bmatrix} 0,001938 & 0,001123 & 0,001123 \\ 0,001123 & 0,001938 & 0,000998 \\ 0,001123 & 0,000998 & 0,001938 \end{bmatrix} [H / km] \quad (4.11)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 11,28737 & -2,83845 & -2,83845 \\ -2,83845 & 10,93188 & -1,16348 \\ -2,83845 & -1,16348 & 10,93188 \end{bmatrix} [\eta F / km] \quad (4.12)$$

A Figura 4.3 mostra a configuração geométrica da linha de 500 kV. Nela as fases 1, 2 e 3 são constituídas de 3 subcondutores do tipo penguin. Os condutores 4 e 5 são os cabos pára-raios do tipo EHSW-3/8”.

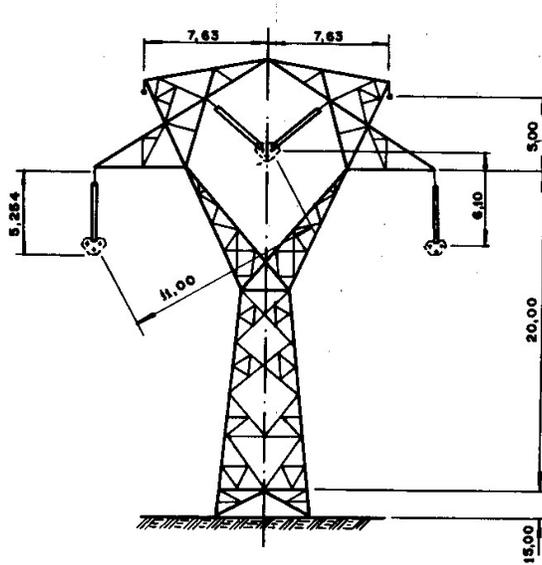


Fig. 4.3: Linha de transmissão trifásica de 500 kV

Os parâmetros longitudinais e transversais por unidade de comprimento desta linha para uma resistividade de $1000 [\Omega.m]$ e frequência igual a $60 Hz$ são:

$$[R] = \begin{bmatrix} 0,05969 & 0,05811 & 0,05811 \\ 0,05811 & 0,05997 & 0,05825 \\ 0,05811 & 0,05825 & 0,05997 \end{bmatrix} [\Omega / km] \quad (4.13)$$

$$[L] = \begin{bmatrix} 0,001875 & 0,001103 & 0,001103 \\ 0,001103 & 0,001875 & 0,001000 \\ 0,001103 & 0,001000 & 0,001875 \end{bmatrix} [H / km] \quad (4.14)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 11,84074 & -2,87789 & -2,87789 \\ -2,87789 & 11,83502 & -1,23200 \\ -2,87789 & -1,23200 & 11,83502 \end{bmatrix} [\eta F / km] \quad (4.15)$$

Devido à impossibilidade de medições em campo dos parâmetros das linhas citadas, os parâmetros mencionados foram obtidos através dos modelos clássicos e são pressupostos como verdadeiros a serem comparados com os parâmetros obtidos por meio da metodologia apresentada neste trabalho.

4.3 Metodologia de Simulação para Obtenção das Correntes e Tensões de Fase

A simulação realizada neste trabalho considera o modelo de parâmetros distribuídos para representar uma linha de transmissão. Esse modelo considera que as resistências, as indutâncias e capacitâncias da linha de transmissão estão distribuídas uniformemente ao longo da mesma. Uma aproximação deste modelo de parâmetros distribuídos é obtida por meio de uma cascata de várias seções π tal como mostrado na Figura 4.4. Para a caracterização das linhas de transmissão foram consideradas 100 seções π .

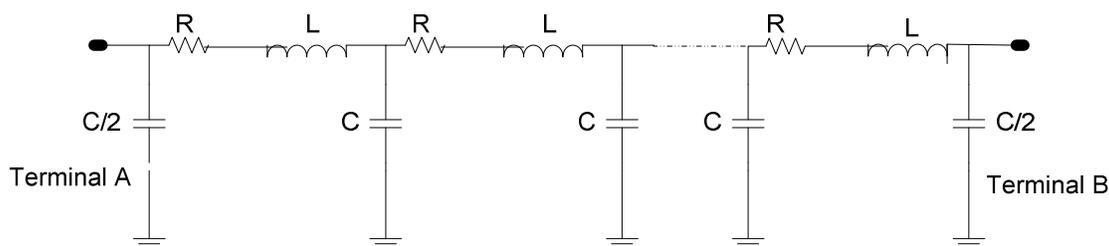


Fig. 4.4: Representação de uma Linha de transmissão através do modelo de parâmetros distribuídos

Pelo fato de ser conhecido os parâmetros das linhas a serem simulados a obtenção das tensões e correntes, para realizar o desacoplamento entre as fases e passar os parâmetros do

domínio das fases para o domínio dos modos, será utilizado a matriz de transformação exata $[T_l]$ que é a matriz cujas colunas são autovetores associados com os autovalores do produto $[Y][Z]$. Com esse artifício, a linha de transmissão trifásica pode ser simulada como sendo três linhas de transmissão monofásicas.

Com as matrizes $[R]$, $[L]$ e $[C]$ de cada linha descrita no item 4.2, as matrizes $[Z]$ e $[Y]$ de impedância e admitância, respectivamente, no domínio das fases podem ser obtidas. Para isso basta utilizar a equação (3.44) e (3.45).

Realizando a transformação modal de $[Z]$ e $[Y]$ utilizando a matriz de transformação $[T_l]$, obtêm-se as matrizes de impedância e admitância no domínio dos modos conforme equações (4.16) e (4.17).

$$[Z_m] = [T_l]^t [Z] [T_l] \quad (4.16)$$

$$[Y_m] = [T_l]^{-1} [Y] [T_l]^{-t} \quad (4.17)$$

Com as transformações realizadas em (4.16) e (4.17) encontram-se as matrizes desacopladas $[Z_m]$ e $[Y_m]$.

$$[Z_m] = \begin{bmatrix} z_{m1} & 0 & 0 \\ 0 & z_{m2} & 0 \\ 0 & 0 & z_{m3} \end{bmatrix} \quad (4.18)$$

Sendo:

z_{m1} a impedância modal da fase 1;

z_{m2} a impedância modal da fase 2;

z_{m3} a impedância modal da fase 3.

$$[Y_m] = \begin{bmatrix} y_{m1} & 0 & 0 \\ 0 & y_{m2} & 0 \\ 0 & 0 & y_{m3} \end{bmatrix} \quad (4.19)$$

Sendo:

y_{m1} a admitância modal da fase 1;

y_{m2} a admitância modal da fase 2;

y_{m3} a admitância modal da fase 3.

A partir de (4.18), (4.19) e (2.16), obtém-se as matrizes modais $[R_m]$, $[L_m]$ e $[C_m]$ de resistência, indutância e capacitância respectivamente.

$$[R_m] = \begin{bmatrix} r_{m1} & 0 & 0 \\ 0 & r_{m2} & 0 \\ 0 & 0 & r_{m3} \end{bmatrix} \quad (4.20)$$

$$[L_m] = \begin{bmatrix} l_{m1} & 0 & 0 \\ 0 & l_{m2} & 0 \\ 0 & 0 & l_{m3} \end{bmatrix} \quad (4.21)$$

$$[C_m] = \begin{bmatrix} c_{m1} & 0 & 0 \\ 0 & c_{m2} & 0 \\ 0 & 0 & c_{m3} \end{bmatrix} \quad (4.22)$$

Sendo:

r_{m1} , r_{m2} e r_{m3} as resistências modais das fases 1, 2 e 3 respectivamente;

l_{m1} , l_{m2} e l_{m3} as indutâncias modais das fases 1, 2 e 3 respectivamente;

c_{m1} , c_{m2} e c_{m3} as capacitâncias modais das fases 1, 2 e 3 respectivamente.

Através de (4.20), (4.21) e (4.22) as linhas de transmissão trifásicas poderão ser simuladas

como sendo três linhas de transmissão monofásicas, pois as fases que anteriormente influenciavam umas as outras, agora estão desacopladas.

Para cada linha de transmissão o vetor de tensão trifásica desequilibrado a ser aplicado no terminal A da linha e o vetor de corrente a ser obtido no terminal A podem ser escritos como sendo:

$$\begin{bmatrix} V_{A\ fase} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{A\ fase1} \\ V_{A\ fase2} \\ V_{A\ fase3} \end{bmatrix} \quad (4.23)$$

$$\begin{bmatrix} I_{A\ fase} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_{A\ fase1} \\ I_{A\ fase2} \\ I_{A\ fase3} \end{bmatrix} \quad (4.24)$$

As relações entre as tensões de fase e modo e as correntes de fase e modo da linha são dadas pelas equações (4.25) e (4.26).

$$\begin{bmatrix} V_{m\ A} \end{bmatrix} = [T_I]^t \begin{bmatrix} V_{A\ fase} \end{bmatrix} \quad (4.25)$$

$$\begin{bmatrix} I_{m\ A} \end{bmatrix} = [T_I]^{-1} \begin{bmatrix} I_{A\ fase} \end{bmatrix} \quad (4.26)$$

Sendo:

$\begin{bmatrix} V_{m\ A} \end{bmatrix}$ o vetor de tensões modais a ser aplicado no terminal A de cada modo;

$\begin{bmatrix} I_{m\ A} \end{bmatrix}$ o vetor de correntes modais a serem obtidas no terminal A de cada modo.

Com a transformação realizada em (4.25) é possível obter os valores de tensões que serão aplicados em cada modo da linha para realizar a simulação.

$$[V_{m A}] = \begin{bmatrix} v_{m A_1} \\ v_{m A_2} \\ v_{m A_3} \end{bmatrix} \quad (4.27)$$

Em (4.27), $v_{m A_1}$ é a tensão modal a ser aplicada no modo 1, $v_{m A_2}$ é a tensão modal a ser aplicada no modo 2 e $v_{m A_3}$ é a tensão modal a ser aplicada no modo 3 do terminal A.

Uma vez que cada um dos modos se comporta como se fosse uma linha de transmissão monofásica, é possível simular a obtenção das correntes e tensões nos terminais de cada modo utilizando o modelo π para linhas monofásicas do Toolbox SimPowerSystem encontrado no programa computacional MatLab.

Na simulação do modo 1 da linha de transmissão, aplica-se a tensão modal $v_{m A_1}$ no terminal A deste modo e logo após obtém-se a corrente neste terminal primeiramente com o terminal B em aberto e em seguida em curto-circuito. Esse mesmo procedimento foi aplicado para o modo 2 e modo 3. Assim, encontra-se o vetor de correntes modais.

$$[I_{m A}]_{open} = \begin{bmatrix} i_{m A1_open} \\ i_{m A2_open} \\ i_{m A3_open} \end{bmatrix} \quad (4.28)$$

$$[I_{m A}]_{cc} = \begin{bmatrix} i_{m A1_cc} \\ i_{m A2_cc} \\ i_{m A3_cc} \end{bmatrix} \quad (4.29)$$

Em (4.28), $[I_{m A}]_{open}$ é o vetor de correntes obtido no terminal A com o terminal B em aberto, $i_{m A1_open}$ é a corrente obtida no terminal A do modo 1 com o terminal B em aberto, $i_{m A2_open}$ é a corrente obtida no terminal A do modo 2 com o terminal B em aberto, $i_{m A3_open}$ é a corrente obtida no terminal A do modo 3 com o terminal B em aberto.

Em (4.29), $[I_{m A}]_{cc}$ é o vetor de correntes obtido no terminal A com o terminal B em curto-circuito, $i_{m A1_cc}$ é a corrente obtida no terminal A do modo 1 com o terminal B em curto-

circuito, $i_{m A 2_cc}$ é a corrente obtida no terminal A do modo 2 com o terminal B em curto-circuito, $i_{m A 3_cc}$ é a corrente obtida no terminal A do modo 3 com o terminal B em curto-circuito.

De posse dos valores de tensões e correntes obtidos em cada um dos modos, utiliza-se a matriz de transformação modal $[T_I]$ para voltá-los para o domínio das fases como mostra as equações (4.30), (4.31) e (4.32).

$$[V_{A \text{ fase}}] = [T_I]^{-t} [V_{m A}] \quad (4.30)$$

$$[I_{A \text{ fase}}]_{open} = [T_I] [I_{m A}]_{open} \quad (4.31)$$

$$[I_{A \text{ fase}}]_{cc} = [T_I] [I_{m A}]_{cc} \quad (4.32)$$

Com a transformação realizada em (4.30), (4.31) e (4.32) completa-se a simulação para obtenção das correntes e tensões no domínio das fases.

4.3.1 Caracterização do Modelo Implementado no MatLab

Para a realização da simulação, foi utilizado o modelo de linhas de transmissão monofásicas encontrado no Toolbox SimPowerSystem do software MatLab. Neste modelo, a linha de transmissão é representada por meio da teoria de parâmetros distribuídos que considera a resistência, indutância e capacitância distribuídas uniformemente ao longo de todo o comprimento da mesma. Para isso é utilizada a cascata π mostrada na Figura 4.4.

Pelo fato de cada modo da linha de transmissão trifásica se comportar como uma linha de transmissão monofásica foi possível implementar, no MatLab, um sistema que simule a obtenção da corrente do modo referido. A Figura 4.5 mostra como foi construído esse sistema para obtenção das correntes. Este sistema simula cada modo separadamente.

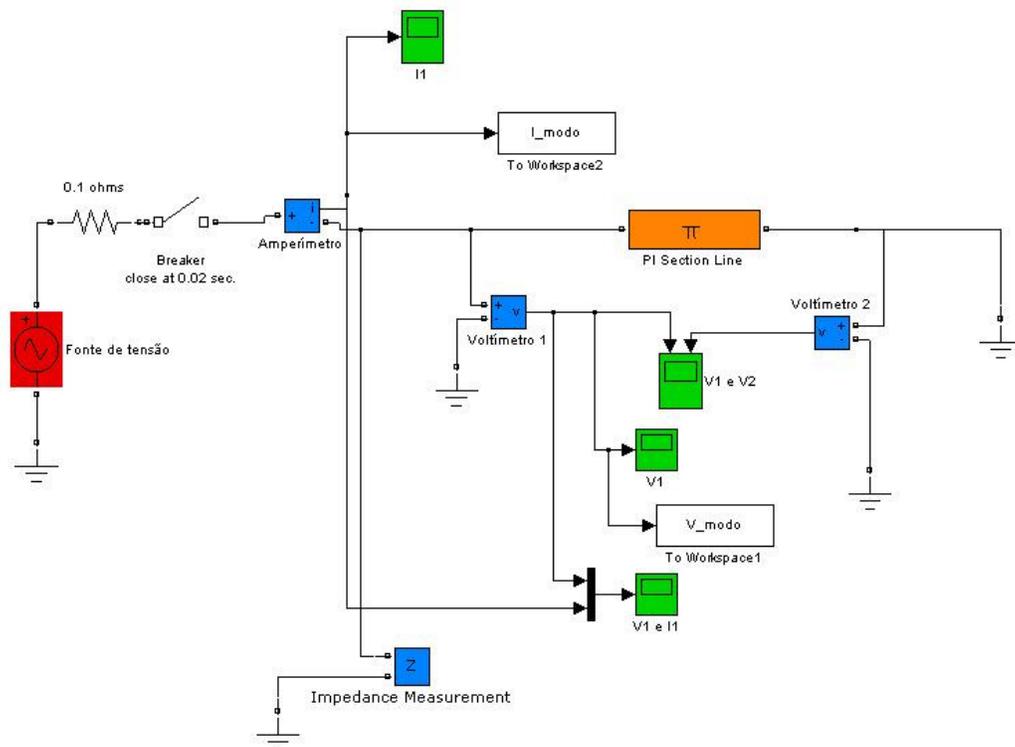


Fig. 4.5: Sistema implementado no MatLab para se obter as correntes na linha

Na Figura 4.5, o bloco *Fonte de tensão* é o responsável por aplicar tensão ao sistema, nele são inseridas as tensões dos 3 (três) modos da linha. O bloco *PI Section Line* é o que representa a linha de transmissão monofásica, nele o terminal A se refere ao lado voltado para a fonte e o terminal B se refere ao lado oposto à fonte, conseqüentemente, na Figura 4.5 está sendo mostrado o terminal B curto-circuitado, para simular a linha com o terminal B em aberto basta desconectar o bloco referente ao terra deste terminal. Os blocos *Amperímetro*, *Voltímetro* e *Impedance Measurement* são medidores de corrente, tensão e impedância respectivamente.

No bloco *Pi Section Line* deve ser inserido os parâmetros que caracterizam a linha de transmissão a ser simulada. A Figura 4.6 mostra quais informações necessitam ser inseridas para que o programa possa ser inicializado. Os parâmetros inseridos estão no domínio dos modos.

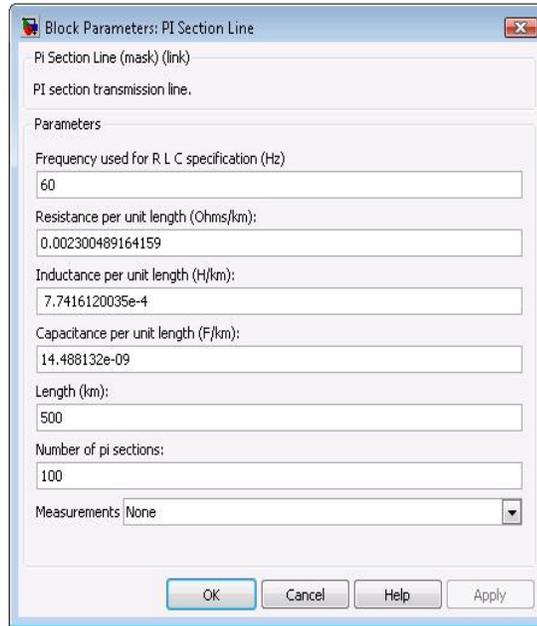


Fig. 4.6: Caracterização do modo 1 da linha de transmissão de 440 kV no modelo implementado no MatLab para resistividade do solo igual a 1000 [Ω.m]

Na Figura 4.6 observa-se que para simular a linha de transmissão, necessita da frequência que neste trabalho é 60 Hz, da resistência, indutância e capacitância por unidade de comprimento, do comprimento da linha em quilômetros e de quantas seções π se quer simular. As linhas simuladas foram caracterizadas contendo 100 seções π .

4.4 Cálculo dos Parâmetros da Linha de Transmissão por Meio das Tensões e Correntes de Fase Simuladas

Com a obtenção dos valores de correntes e tensões de cada modo da linha de transmissão, inicia-se o cálculo dos parâmetros longitudinais (resistência e indutância) e transversais (condutância e capacitância). Partindo do pressuposto que não se conhece a matriz de transformação exata $[T_l]$, utilizou-se a matriz de transformação de Clarke $[T_{Clarke}]$ para realizar a transformação modal dos parâmetros de fase para os modos. Kurokawa em [2] mostra que a utilização da matriz de transformação de Clarke, em linhas que possuem plano de simetria vertical, faz a transformação, com alguma aproximação, das mesmas em seus modos exatos.

Portanto, por meio da matriz de transformação de Clarke as matrizes $[V_{A\ fase}]$, $[I_{A\ fase}]_{open}$ e

$\left[I_{A \text{ fase}} \right]_{cc}$ são transformadas para o domínio dos modos.

$$\left[E_{mA} \right] = \left[T_{Clarke} \right]^t \left[V_{A \text{ fase}} \right] \quad (4.33)$$

Sendo:

$\left[E_{mA} \right]$ o vetor de tensões no domínio dos modos obtido por meio da transformação modal da matriz $\left[V_{A \text{ fase}} \right]$ através da matriz de transformação de Clarke $\left[T_{Clarke} \right]$;

Com a transformação realizada em (4.33) é possível obter os valores de tensões no domínio dos modos.

$$\left[E_{mA} \right] = \begin{bmatrix} e_{mA_1} \\ e_{mA_2} \\ e_{mA_3} \end{bmatrix} \quad (4.34)$$

Em (4.34), e_{mA_1} é a tensão modal do modo 1, e_{mA_2} é a tensão modal do modo 2 e e_{mA_3} é a tensão modal do modo 3 obtidas no terminal A e transformadas para o domínio dos modos pela matriz de Clarke.

As equações (4.35) e (4.36) mostram a transformação modal das matrizes $\left[I_{A \text{ fase}} \right]_{open}$ e $\left[I_{A \text{ fase}} \right]_{cc}$.

$$\left[I_{mod o A} \right]_{open} = \left[T_{Clarke} \right]^{-1} \left[I_{A \text{ fase}} \right]_{open} \quad (4.35)$$

$$\left[I_{mod o A} \right]_{cc} = \left[T_{Clarke} \right]^{-1} \left[I_{A \text{ fase}} \right]_{cc} \quad (4.36)$$

Sendo:

$\left[I_{mod o A} \right]_{open}$ o vetor de correntes no domínio dos modos obtido por meio da transformação

modal da matriz $[I_{A\text{ fase}}]_{open}$ através da matriz de transformação de Clarke $[T_{Clarke}]$;

$[I_{modo A}]_{cc}$ o vetor de correntes no domínio dos modos obtido por meio da transformação

modal da matriz $[I_{A\text{ fase}}]_{cc}$ através da matriz de transformação de Clarke $[T_{Clarke}]$;

Com as transformações realizadas em (4.35) e (4.36) é possível obter os valores de correntes no domínio dos modos.

$$[I_{modo A}]_{open} = \begin{bmatrix} i_{modo A 1_{open}} \\ i_{modo A 2_{open}} \\ i_{modo A 3_{open}} \end{bmatrix} \quad (4.37)$$

$$[I_{modo A}]_{cc} = \begin{bmatrix} i_{modo A 1_{cc}} \\ i_{modo A 2_{cc}} \\ i_{modo A 3_{cc}} \end{bmatrix} \quad (4.38)$$

Em (4.37), $i_{modo A 1_{open}}$ é a corrente obtida no terminal A do modo 1 com o terminal B em aberto, $i_{modo A 2_{open}}$ é a corrente obtida no terminal A do modo 2 com o terminal B em aberto, $i_{modo A 3_{open}}$ é a corrente obtida no terminal A do modo 3 com o terminal B em aberto.

Em (4.38), $i_{modo A 1_{cc}}$ é a corrente obtida no terminal A do modo 1 com o terminal B em curto-circuito, $i_{modo A 2_{cc}}$ é a corrente obtida no terminal A do modo 2 com o terminal B em curto-circuito, $i_{modo A 3_{cc}}$ é a corrente obtida no terminal A do modo 3 com o terminal B em curto-circuito.

Com os valores de tensão e correntes no domínio dos modos obtidos através da matriz de transformação de Clarke é iniciado o cálculo dos parâmetros longitudinais e transversais da linha de transmissão seguindo a metodologia exposta no capítulo 3. Para isso inicia-se calculando Z_{open} e Z_{cc} de cada modo de acordo com as equações de (4.39) a (4.44).

$$Z_{open1} = \frac{e_{mA_1}}{i_{modo A 1_{open}}} \quad (4.39)$$

$$Z_{open\ 2} = \frac{e_{mA_2}}{i_{\text{modo } A2_open}} \quad (4.40)$$

$$Z_{open\ 3} = \frac{e_{mA_3}}{i_{\text{modo } A3_open}} \quad (4.41)$$

Sendo:

$Z_{open\ 1}$ a impedância equivalente do modo 1 quando o terminal B está aberto;

$Z_{open\ 2}$ a impedância equivalente do modo 2 quando o terminal B está aberto;

$Z_{open\ 3}$ a impedância equivalente do modo 3 quando o terminal B está aberto.

$$Z_{cc\ 1} = \frac{e_{mA_1}}{i_{\text{modo } A1_cc}} \quad (4.42)$$

$$Z_{cc\ 2} = \frac{e_{mA_2}}{i_{\text{modo } A2_cc}} \quad (4.43)$$

$$Z_{cc\ 3} = \frac{e_{mA_3}}{i_{\text{modo } A3_cc}} \quad (4.44)$$

Sendo:

$Z_{cc\ 1}$ a impedância equivalente do modo 1 quando o terminal B está curto circuitado;

$Z_{cc\ 2}$ a impedância equivalente do modo 2 quando o terminal B está curto circuitado;

$Z_{cc\ 3}$ a impedância equivalente do modo 3 quando o terminal B está curto circuitado.

Obtido os valores da impedância equivalente quando o terminal B está aberto (Z_{open}) e da impedância equivalente quando o terminal B está curto circuitado (Z_{cc}), calculam-se os parâmetros C_1 e C_2 para cada um dos modos da linha através da equação (3.30). Logo após por

meio das equações de (3.27) a (3.29) encontra-se a constante de propagação γ também para cada um dos modos.

Utilizando os valores das impedâncias equivalentes Z_{open} , Z_{cc} e da constante de propagação γ de cada modo e as equações (3.39) e (3.41) são calculados as impedâncias longitudinais (Z_m) e admitâncias transversais (Y_m) de cada modo. Para finalizar esse processo as equações (4.45) e (4.46) transformam os parâmetros encontrados no domínio dos modos para o domínio das fases.

$$[Z] = [T_{Clarke}]^{-t} [Z_m] [T_{Clarke}]^{-1} \quad (4.45)$$

$$[Y] = [T_{Clarke}]^{-t} [Y_m] [T_{Clarke}]^{-1} \quad (4.46)$$

Em (4.45) e (4.46), $[Z]$ e $[Y]$ são as matrizes de impedância longitudinal e de admitância transversal no domínio das fases respectivamente. Portanto, se as correntes e tensões da linha são conhecidas, as matrizes $[Z]$ e $[Y]$ podem ser calculadas. Consequentemente, é possível utilizando as equações (3.44) e (3.45) obter as matrizes de resistência, indutância e capacitância da linha por unidade de comprimento.

Capítulo 5

Análise dos Resultados dos Parâmetros Obtidos por Meio da Simulação

5.1 Introdução

Após a descrição no capítulo 4 de cada linha de transmissão e qual metodologia foi aplicada para realizar a simulação da obtenção das correntes, neste capítulo serão mostrados os resultados dos cálculos dos parâmetros longitudinais e transversais da linha de transmissão a partir das correntes e tensões de fase.

Primeiro realizou-se a simulação na linha de transmissão trifásica de 330 kV para uma resistividade do solo igual a 1000 $[\Omega.m]$ e logo se calculou o erro entre os parâmetros obtidos por meio de simulação e os parâmetros reais da linha. Em seguida foi feita a simulação na linha de transmissão trifásica de 440 kV e neste caso houve uma variação da resistividade do solo entre 10 $[\Omega.m]$, 100 $[\Omega.m]$ e 1000 $[\Omega.m]$. Por fim, foram calculados os parâmetros da linha de transmissão trifásica de 500 kV para a resistividade do solo igual a 1000 $[\Omega.m]$. Em todos os casos foi feito a comparação entre os valores dos parâmetros obtidos por meio de simulação e os parâmetros reais das linhas.

5.2 Cálculo das Matrizes $[R]$, $[L]$ e $[C]$

Considerando a simulação descrita no capítulo 4, neste item serão calculadas as matrizes $[R]$, $[L]$ e $[C]$ a partir das correntes fornecidas pelo MatLab. Para a realização dessa simulação foram aplicadas fontes de tensões trifásicas desequilibradas no terminal A das linhas de 330 kV, 440 kV e 500 kV. As linhas foram consideradas tendo um comprimento de 500 km e frequência de operação igual a 60 Hz.

5.2.1 Cálculo das Matrizes $[R]$, $[L]$ e $[C]$ para a Linha de 330 kV

Para o cálculo das matrizes de resistência $[R]$, indutância $[L]$ e capacitância $[C]$ da linha de transmissão trifásica de 330 kV caracterizada no item 4.2, foi aplicada uma tensão trifásica desequilibrada no terminal A da mesma. O vetor de tensão trifásica $[V_{A\ fase}]$ aplicado no terminal A desta linha está sendo expressa na equação (5.1) em (pu) para uma tensão base igual a $V_{base} = 330\text{ kV}$.

$$[V_{A\ fase}] = \begin{bmatrix} 0,1 \angle -60^\circ \\ 0,97 \angle -210^\circ \\ 0,98 \angle 30^\circ \end{bmatrix} \text{ pu} \quad (5.1)$$

Transformando a tensão expressa em (5.1) para o domínio dos modos por meio da matriz de transformação $[T_l]$, encontra-se a tensão a ser aplicada em cada modo da linha de 330 kV. Assim, realizando a simulação encontra-se a corrente quando o terminal B está aberto e em curto-circuito.

As correntes modais encontradas quando o terminal B está aberto e em curto-circuito estão expressas no domínio do tempo nas Figuras de 5.1 a 5.6.

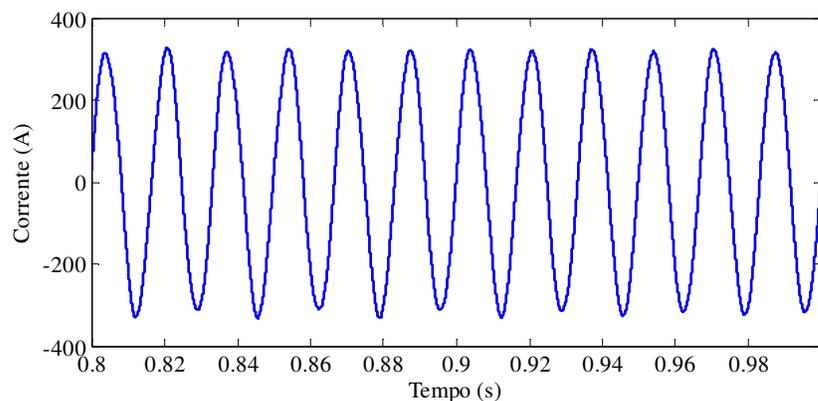


Fig. 5.1: Corrente obtida no terminal A do modo 1 da linha de 330 kV com o terminal B em aberto

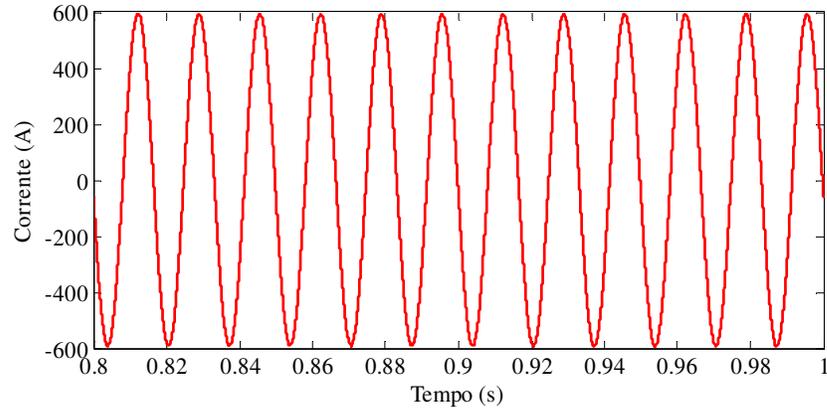


Fig. 5.2: Corrente obtida no terminal A do modo 1 da linha de 330 kV com o terminal B em curto-circuito

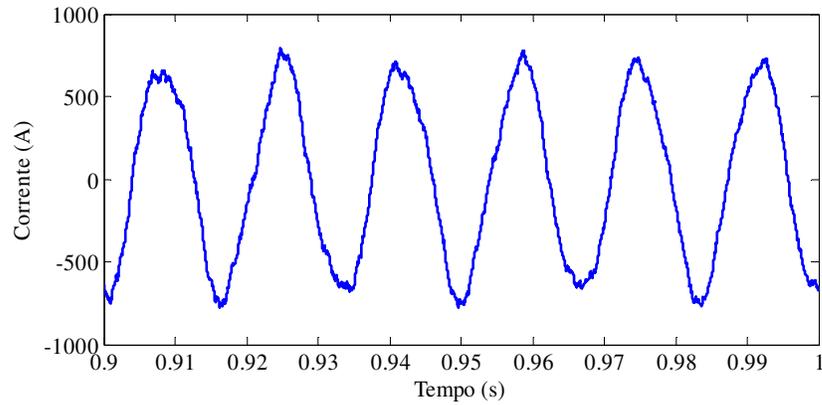


Fig. 5.3: Corrente obtida no terminal A do modo 2 da linha de 330 kV com o terminal B em aberto

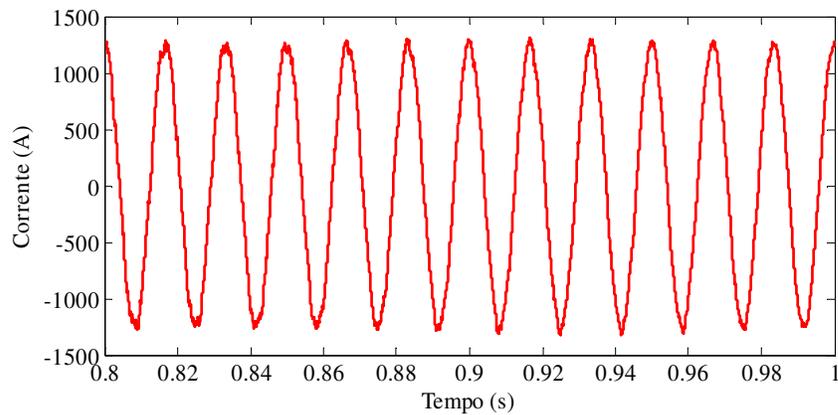


Fig. 5.4: Corrente obtida no terminal A do modo 2 da linha de 330 kV com o terminal B em curto-circuito

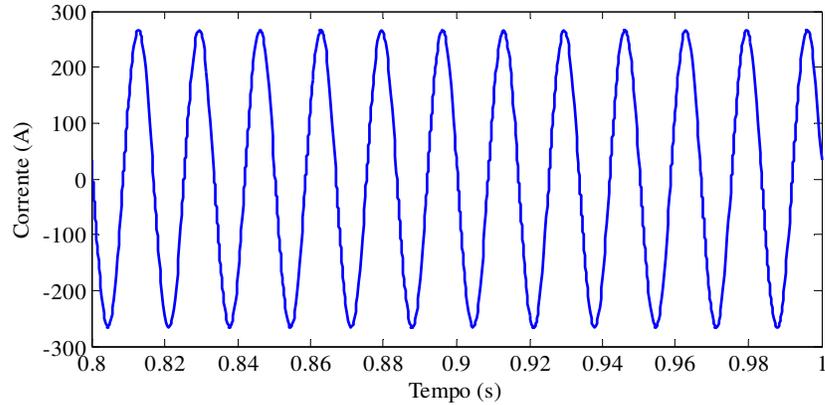


Fig. 5.5: Corrente obtida no terminal A do modo 3 da linha de 330 kV com o terminal B em aberto

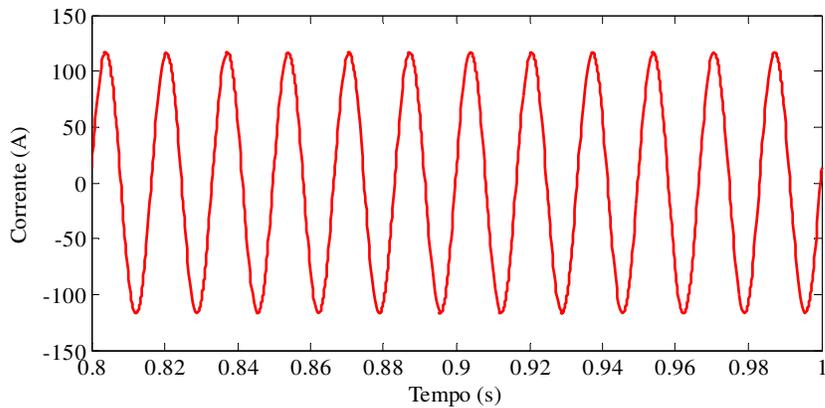


Fig. 5.6: Corrente obtida no terminal A do modo 3 da linha de 330 kV com o terminal B em curto-circuito

Após a simulação, obtêm-se os fasores de correntes no domínio dos modos. Com a transformação modal demonstrada em (4.31) e (4.32) as matrizes $[I_{A\ fase}]_{open}$ e $[I_{A\ fase}]_{cc}$ com os fasores de corrente no domínio das fases são obtidos.

As equações (5.2) e (5.3) expressam os fasores de corrente encontradas no domínio das fases.

$$[I_{A\ fase}]_{open} = \begin{bmatrix} 126,04 \angle 17,11^\circ \\ 563,16 \angle -120,84^\circ \\ 579,86 \angle 119,90^\circ \end{bmatrix} [A] \quad (5.2)$$

$$\left[I_{A \text{ fase}} \right]_{cc} = \begin{bmatrix} 420,74 \angle -174,37^\circ \\ 968,07 \angle 72,39^\circ \\ 918,41 \angle -68,94^\circ \end{bmatrix} [A] \quad (5.3)$$

Com a obtenção dos fasores de correntes no domínio das fases, inicia-se o cálculo dos parâmetros da linha. Para isso, esses fasores de corrente são transformados para o domínio dos modos por meio da transformação modal demonstrada em (4.35) e (4.36). Com a obtenção dos fasores de corrente de cada modo, pode ser calculado $[Z]_{open}$, $[Z]_{cc}$ e γ de seus respectivos modos e assim calcular as matrizes de impedância e admitância modal. Através da transformação modal por meio das equações (4.45) e (4.46) e manipulando-as algebricamente encontram-se as matrizes de resistência, indutância e capacitância da linha de 330 kV no domínio das fases para uma resistividade do solo de 1000 $[\Omega.m]$.

As expressões (5.4), (5.5) e (5.6) mostram as matrizes $[R]$, $[L]$ e $[C]$ encontradas através da simulação.

$$[R] = \begin{bmatrix} 0,06604 & 0,05972 & 0,05972 \\ 0,05972 & 0,06625 & 0,05951 \\ 0,05972 & 0,05951 & 0,06625 \end{bmatrix} [\Omega / km] \quad (5.4)$$

$$[L] = \begin{bmatrix} 0,001990 & 0,001026 & 0,001026 \\ 0,001026 & 0,002091 & 0,000925 \\ 0,001026 & 0,000925 & 0,002091 \end{bmatrix} [H / km] \quad (5.5)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 10,26425 & -1,78097 & -1,78097 \\ -1,78097 & 9,18381 & -0,70052 \\ -1,78097 & -0,70052 & 9,18381 \end{bmatrix} [\eta F / km] \quad (5.6)$$

Comparando os valores dos parâmetros longitudinais e transversais da linha de transmissão trifásica de 330 kV dados pelas equações (4.1), (4.2) e (4.3) com os parâmetros encontrados por meio da simulação, têm-se os erros entre tais valores. As matrizes (5.7), (5.8) e (5.9) apresentam

os erros das matrizes de resistência, indutância e capacitância respectivamente desta linha para uma resistividade do solo igual a 1000 $[\Omega.m]$.

$$[R] = \begin{bmatrix} 1,15\% & 2,43\% & 2,43\% \\ 2,43\% & 1,15\% & 2,09\% \\ 2,43\% & 2,09\% & 1,15\% \end{bmatrix} \quad (5.7)$$

$$[L] = \begin{bmatrix} 7,35\% & 8,47\% & 8,47\% \\ 8,47\% & 2,65\% & 5,80\% \\ 8,47\% & 5,80\% & 2,65\% \end{bmatrix} \quad (5.8)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 8,35\% & 2,61\% & 2,61\% \\ 2,61\% & 0,21\% & 2,70\% \\ 2,61\% & 2,70\% & 0,21\% \end{bmatrix} \quad (5.9)$$

Observando a matriz (5.7) percebe-se que o valor do erro na matriz de resistência é pequeno sendo que o maior erro encontrado está entre as resistências mútuas das fases 1 e 2 e das fases 1 e 3 que é de 2,43%. Na matriz (5.8), os valores dos erros para a matriz de indutância são maiores do que os erros encontrados para a matriz de resistência, mas estão dentro do esperado. O maior erro encontrado está entre as indutâncias mútuas das fases 1 e 2 e das fases 1 e 3 que é de 8,47%. Para a matriz (5.9) o maior erro está na capacitância própria da fase 1 igual a 8,35% sendo que os erros encontrados para as capacitâncias próprias das fases 2 e 3 são praticamente desprezíveis.

5.2.2 Cálculo das Matrizes $[R]$, $[L]$ e $[C]$ para a Linha de 440 kV

Para o cálculo das matrizes de resistência $[R]$, indutância $[L]$ e capacitância $[C]$ da linha de transmissão trifásica de 440 kV caracterizada no item 4.2, foi aplicada uma tensão trifásica desequilibrada no terminal A da mesma. Para esta linha foram realizadas simulações variando a resistividade solo entre os valores de 10 $[\Omega.m]$, 100 $[\Omega.m]$ e 1000 $[\Omega.m]$ com o intuito de se

verificar o comportamento dos parâmetros longitudinais e transversais da linha com tal variação. O vetor de tensão trifásica $[V_{A\ fase}]$ aplicado no terminal A desta linha é o vetor dado pela equação (5.1), porém para uma tensão base igual a $V_{base} = 440\text{ kV}$.

Depois de realizada a simulação como descrita no capítulo 4, encontra-se as correntes modais para o terminal B em aberto e em curto-circuito. A seguir nas Figuras 5.7 a 5.12 mostram as correntes modais no domínio do tempo obtidas para a linha de 440 kV considerando a resistividade do solo igual a $10\ [\Omega.m]$.

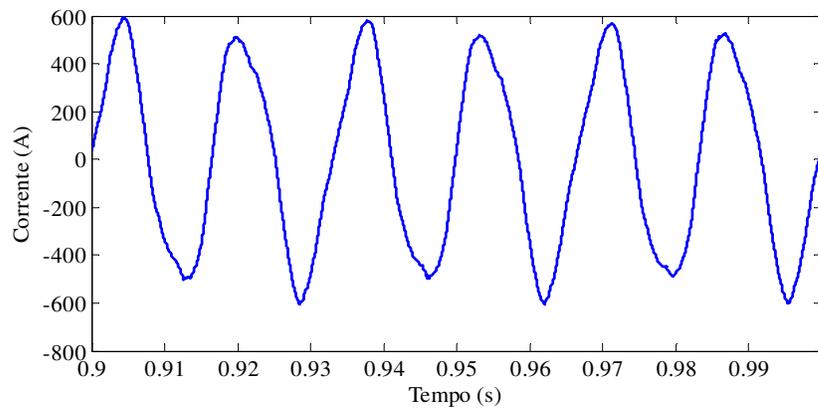


Fig. 5.7: Corrente obtida no terminal A do modo 1 da linha de 440 kV com o terminal B em aberto

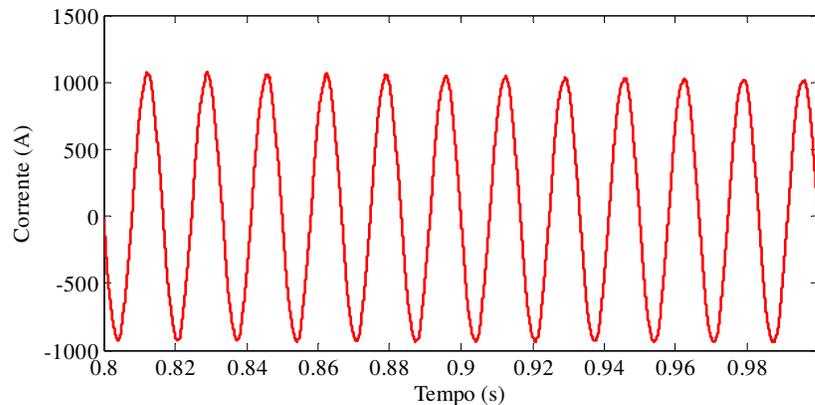


Fig. 5.8: Corrente obtida no terminal A do modo 1 da linha de 440 kV com o terminal B em curto-circuito

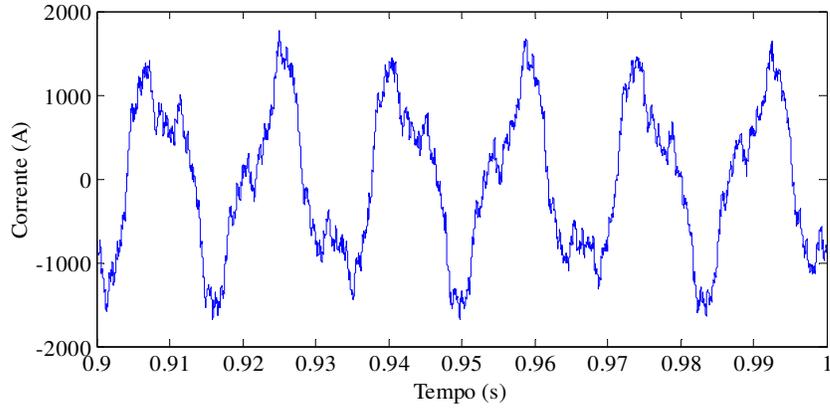


Fig. 5.9: Corrente obtida no terminal A do modo 2 da linha de 440 kV com o terminal B em aberto

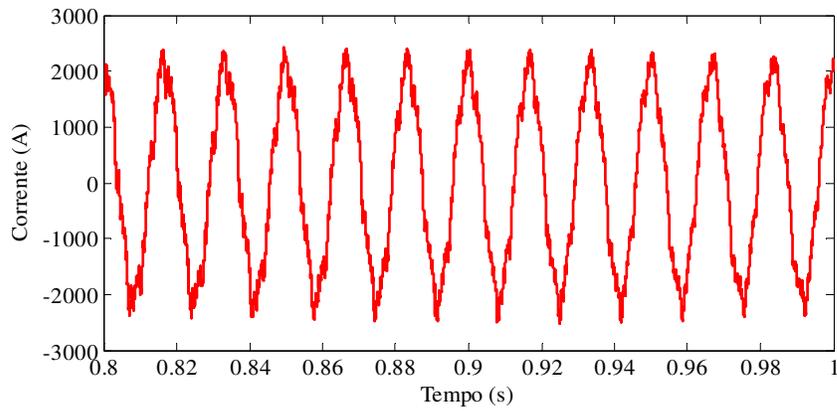


Fig. 5.10: Corrente obtida no terminal A do modo 2 da linha de 440 kV com o terminal B em curto-circuito

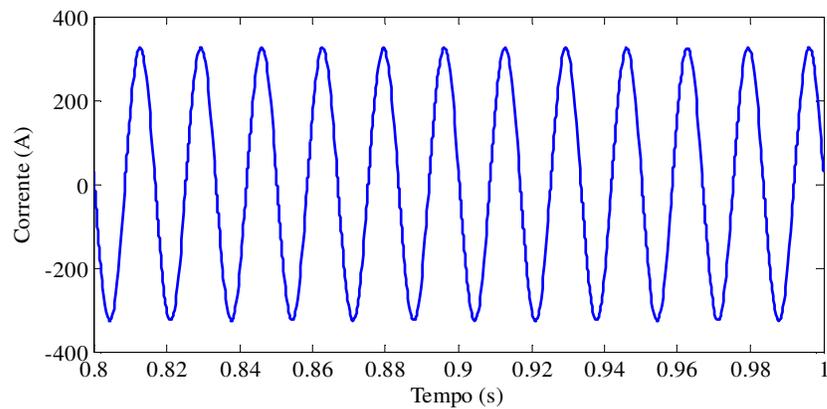


Fig. 5.11: Corrente obtida no terminal A do modo 3 da linha de 440 kV com o terminal B em aberto

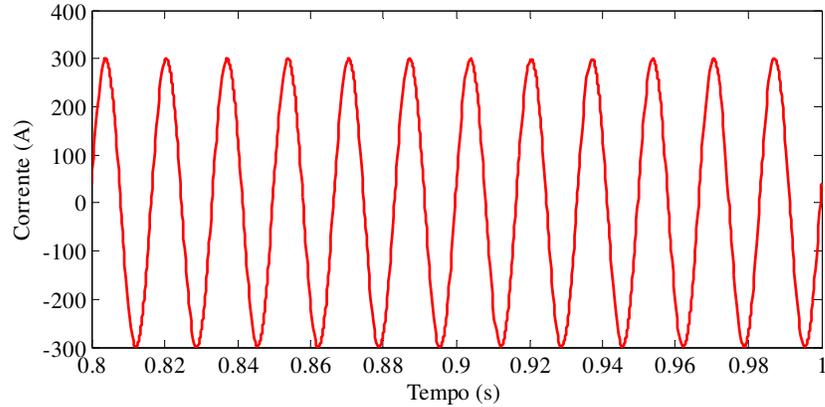


Fig. 5.12: Corrente obtida no terminal A do modo 3 da linha de 440 kV com o terminal B em curto-circuito

Após a simulação, obtêm-se os fasores de correntes no domínio dos modos. Através da transformação modal demonstrada em (4.31) e (4.32) obtêm-se as matrizes $[I_{A \text{ fase}}]_{open}$ e $[I_{A \text{ fase}}]_{cc}$ com os fasores de corrente no domínio das fases para a linha de 440 kV para uma resistividade do solo igual a $10 [\Omega.m]$.

As equações (5.10) e (5.11) expressam os fasores de corrente encontradas no domínio das fases.

$$[I_{A \text{ fase}}]_{open} = \begin{bmatrix} 282,93 \angle 10,04^\circ \\ 899,88 \angle -117,19^\circ \\ 905,08 \angle 117,22^\circ \end{bmatrix} [A] \quad (5.10)$$

$$[I_{A \text{ fase}}]_{cc} = \begin{bmatrix} 669,05 \angle -175,38^\circ \\ 1636,35 \angle 69,87^\circ \\ 1536,91 \angle -67,16^\circ \end{bmatrix} [A] \quad (5.11)$$

A partir dos fasores de corrente obtidos no domínio das fases, realiza-se a transformação modal dita no item 5.2.1 e calculam-se as matrizes de resistência, indutância e capacitância para a linha de 440 kV para uma resistividade de $10 [\Omega.m]$.

As matrizes $[R]$, $[L]$ e $[C]$ no domínio das fases calculadas para a linha de 440 kV com uma resistividade do solo igual $10 [\Omega.m]$ estão expressas nas equações (5.12), (5.13) e (5.14).

$$[R] = \begin{bmatrix} 0,05282 & 0,05031 & 0,05031 \\ 0,05031 & 0,05283 & 0,05030 \\ 0,05031 & 0,05030 & 0,05283 \end{bmatrix} \quad [\Omega / km] \quad (5.12)$$

$$[L] = \begin{bmatrix} 0,001371 & 0,000617 & 0,000617 \\ 0,000617 & 0,001464 & 0,000525 \\ 0,000617 & 0,000525 & 0,001464 \end{bmatrix} \quad [H / km] \quad (5.13)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 12,53000 & -2,74389 & -2,74389 \\ -2,74389 & 10,94075 & -1,15461 \\ -2,74389 & -1,15461 & 10,94075 \end{bmatrix} \quad [\eta F / km] \quad (5.14)$$

As matrizes (5.15), (5.16) e (5.17) apresentam os erros encontrados entre os elementos calculados através da metodologia deste trabalho, matrizes (5.12) a (5.14), e os parâmetros ditos reais da linha de transmissão de 440 kV, matrizes (4.4) a (4.6), considerando a resistividade do solo igual a 10 $[\Omega.m]$.

$$[R] = \begin{bmatrix} 3,08\% & 1,88\% & 1,88\% \\ 1,88\% & 0,97\% & 1,02\% \\ 1,88\% & 1,02\% & 0,97\% \end{bmatrix} \quad (5.15)$$

$$[L] = \begin{bmatrix} 9,08\% & 10,70\% & 10,70\% \\ 10,70\% & 2,65\% & 6,91\% \\ 10,70\% & 6,91\% & 2,65\% \end{bmatrix} \quad (5.16)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 11,00\% & 3,33\% & 3,33\% \\ 3,33\% & 0,08\% & 0,76\% \\ 3,33\% & 0,76\% & 0,08\% \end{bmatrix} \quad (5.17)$$

Considerando o valor de resistividade do solo igual a 100 $[\Omega.m]$, os fasores de corrente

$[I_{A \text{ fase}}]_{open}$ e $[I_{A \text{ fase}}]_{cc}$ no domínio das fases encontrados são expressos pelas equações (5.18) e (5.19).

$$[I_{A \text{ fase}}]_{open} = \begin{bmatrix} 272,35 \angle 11,03^\circ \\ 903,45 \angle -118,09^\circ \\ 914,77 \angle 117,92^\circ \end{bmatrix} [A] \quad (5.18)$$

$$[I_{A \text{ fase}}]_{cc} = \begin{bmatrix} 703,84 \angle -175,23^\circ \\ 1616,24 \angle 71,16^\circ \\ 1526,38 \angle -68,73^\circ \end{bmatrix} [A] \quad (5.19)$$

De posse dos fasores de corrente no domínio das fases, realiza-se a transformação modal desses fasores procedendo como no item 5.2.1 e calculam-se as matrizes de resistência, indutância e capacitância para a linha de 440 kV para uma resistividade do solo de 100 $[\Omega.m]$.

As matrizes $[R]$, $[L]$ e $[C]$ no domínio das fases encontradas para a linha de 440 kV com uma resistividade do solo igual a 100 $[\Omega.m]$ são dadas pelas equações (5.20), (5.21) e (5.22) respectivamente.

$$[R] = \begin{bmatrix} 0,05885 & 0,05661 & 0,05661 \\ 0,05661 & 0,05892 & 0,05654 \\ 0,05661 & 0,05654 & 0,05892 \end{bmatrix} [\Omega / km] \quad (5.20)$$

$$[L] = \begin{bmatrix} 0,001572 & 0,000814 & 0,000814 \\ 0,000814 & 0,001663 & 0,000723 \\ 0,000814 & 0,000723 & 0,001663 \end{bmatrix} [H / km] \quad (5.21)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 12,55598 & -2,76190 & -2,76190 \\ -2,76190 & 10,94472 & -1,15064 \\ -2,76190 & -1,15064 & 10,94472 \end{bmatrix} [\eta F / km] \quad (5.22)$$

As matrizes (5.23), (5.24) e (5.25) apresentam os erros encontrados entre os elementos calculados através da metodologia deste trabalho, matrizes (5.20) a (5.22), e os parâmetros ditos reais da linha de transmissão de 440 kV, matrizes (4.7) a (4.9), considerando a resistividade do solo igual a $100 [\Omega.m]$.

$$[R] = \begin{bmatrix} 1,96\% & 1,83\% & 1,83\% \\ 1,83\% & 1,29\% & 1,34\% \\ 1,83\% & 1,34\% & 1,29\% \end{bmatrix} [\Omega / km] \quad (5.23)$$

$$[L] = \begin{bmatrix} 8,39\% & 9,55\% & 9,55\% \\ 9,55\% & 2,97\% & 6,71\% \\ 9,55\% & 6,71\% & 2,97\% \end{bmatrix} [H / km] \quad (5.24)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 11,23\% & 2,69\% & 2,69\% \\ 2,69\% & 0,11\% & 1,10\% \\ 2,69\% & 1,10\% & 0,11\% \end{bmatrix} [\eta F / km] \quad (5.25)$$

Do mesmo modo, para o valor de resistividade do solo igual a $1000 [\Omega.m]$, os fasores de correntes do domínio das fases obtidos em simulação são dados pelas equações (5.26) e (5.27).

$$[I_{A \text{ fase}}]_{open} = \begin{bmatrix} 258,82 \angle 12,33^\circ \\ 908,71 \angle -119,21^\circ \\ 926,79 \angle 118,80^\circ \end{bmatrix} [A] \quad (5.26)$$

$$[I_{A \text{ fase}}]_{cc} = \begin{bmatrix} 729,51 \angle -175,10^\circ \\ 1601,94 \angle 72,13^\circ \\ 1520,20 \angle -69,87^\circ \end{bmatrix} [A] \quad (5.27)$$

As matrizes de resistência, indutância e capacitância no domínio das fases encontradas para a linha de 440 kV com uma resistividade do solo igual a $1000 [\Omega.m]$ são dadas pelas equações

(5.28), (5.29) e (5.30) respectivamente.

$$[R] = \begin{bmatrix} 0,06161 & 0,05055 & 0,05955 \\ 0,05955 & 0,06176 & 0,05941 \\ 0,05955 & 0,05941 & 0,06176 \end{bmatrix} \quad [\Omega / km] \quad (5.28)$$

$$[L] = \begin{bmatrix} 0,001784 & 0,001024 & 0,001024 \\ 0,001024 & 0,001873 & 0,000934 \\ 0,001024 & 0,000934 & 0,001873 \end{bmatrix} \quad [H / km] \quad (5.29)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 12,59259 & -2,78583 & -2,78583 \\ -2,78583 & 10,95106 & -1,14430 \\ -2,78583 & -1,14430 & 10,95106 \end{bmatrix} \quad [\eta F / km] \quad (5.30)$$

Comparando os valores dos parâmetros longitudinais e transversais da linha de transmissão trifásica de 440 kV com resistividade do solo igual a 1000 $[\Omega.m]$ dados pelas equações de (4.10) a (4.12) com os parâmetros encontrados por meio da simulação utilizando o método exposto neste trabalho, têm-se os erros entre tais valores.

As matrizes (5.31), (5.32) e (5.33) apresentam os erros das matrizes $[R]$, $[L]$ e $[C]$ dadas pelas simulações quando comparadas com os parâmetros reais da linha.

$$[R] = \begin{bmatrix} 2,25\% & 2,69\% & 2,69\% \\ 2,69\% & 2,23\% & 2,32\% \\ 2,69\% & 2,32\% & 2,23\% \end{bmatrix} \quad [\Omega / km] \quad (5.31)$$

$$[L] = \begin{bmatrix} 7,94\% & 8,81\% & 8,81\% \\ 8,81\% & 3,35\% & 6,41\% \\ 8,81\% & 6,41\% & 3,35\% \end{bmatrix} \quad [H / km] \quad (5.32)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 11,56\% & 1,85\% & 1,85\% \\ 1,85\% & 0,18\% & 1,64\% \\ 1,85\% & 1,64\% & 0,18\% \end{bmatrix} [\eta F / km] \quad (5.33)$$

Observando as matrizes de erro encontradas nas simulações na linha de transmissão trifásica de 440 kV, percebe-se que apesar de haver uma influência da variação da resistividade do solo no cálculo dos parâmetros longitudinais e transversais, essa influência não é tão grande, pois os erros estão dentro da margem esperada. Na análise de erro das matrizes de resistências, tem-se que o maior erro está na resistência própria da fase 1 sendo igual a 3,08% para a resistividade do solo de 10 $[\Omega.m]$. Na comparação dos erros para o cálculo da indutância, as indutâncias mútuas entre as fases 1 e 2 e entre as fases 1 e 3 é que contribuem com o maior percentual sendo de 10,70% para a resistividade do solo de 10 $[\Omega.m]$. Nesse parâmetro os erros se comportam tal como na linha de 330 kV sendo maiores que aqueles calculados para o parâmetro da resistência. Na análise dos erros das capacitâncias tem-se que o maior erro está na capacitância própria da fase 1 igual a 11,56% para a resistividade do solo de 1000 $[\Omega.m]$ sendo que os erros encontrados para as capacitâncias próprias das fases 2 e 3 são praticamente desprezíveis.

5.2.3 Cálculo das Matrizes $[R]$, $[L]$ e $[C]$ para a Linha de 500 kV

Para o cálculo das matrizes $[R]$, $[L]$ e $[C]$ da linha de transmissão trifásica de 500 kV caracterizada no item 4.2, foi aplicada uma tensão trifásica desequilibrada no terminal A da mesma. O vetor de tensão trifásica $[V_{A \text{ fase}}]$ aplicado no terminal A desta linha é o vetor dado pela equação (5.1), porém para uma tensão base igual a $V_{base} = 500 \text{ kV}$.

Após realizada a simulação, encontram-se as correntes modais para o terminal B em aberto e em curto-circuito. A seguir nas Figuras de 5.13 a 5.18 mostram as correntes modais no domínio do tempo obtidas para a linha de 500 kV considerando a resistividade do solo igual a 1000 $[\Omega.m]$.

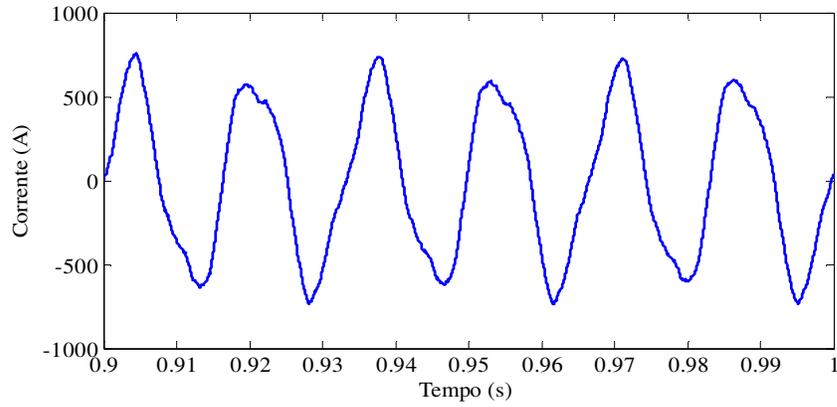


Fig. 5.13: Corrente obtida no terminal A do modo 1 da linha de 500 kV com o terminal B em aberto

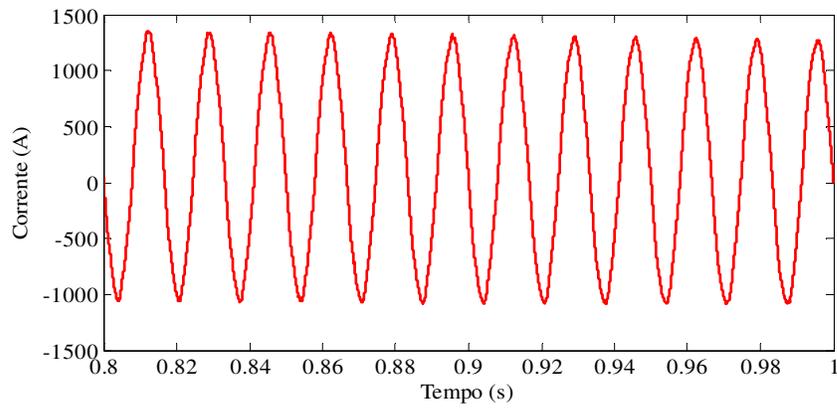


Fig. 5.14: Corrente obtida no terminal A do modo 1 da linha de 500 kV com o terminal B em curto-circuito

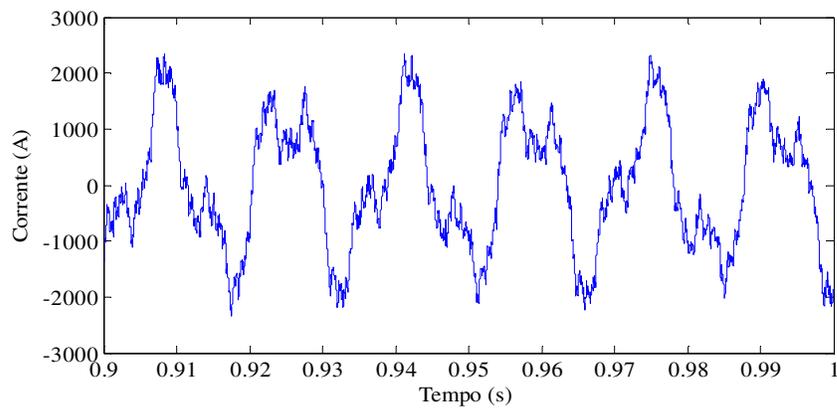


Fig. 5.15: Corrente obtida no terminal A do modo 2 da linha de 500 kV com o terminal B em aberto

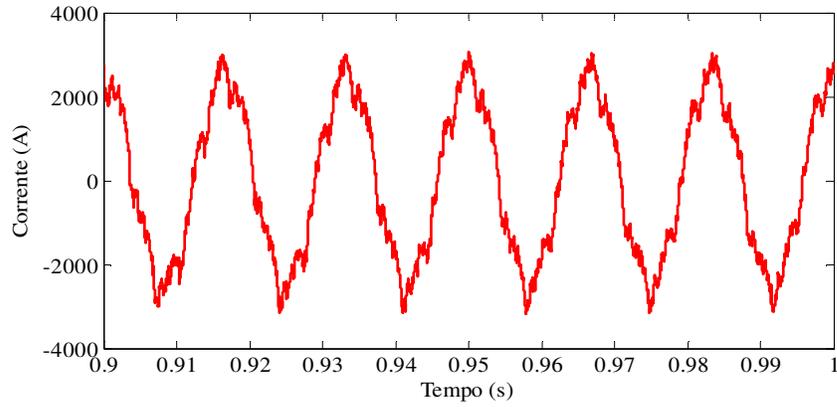


Fig. 5.16: Corrente obtida no terminal A do modo 2 da linha de 500 kV com o terminal B em curto-circuito

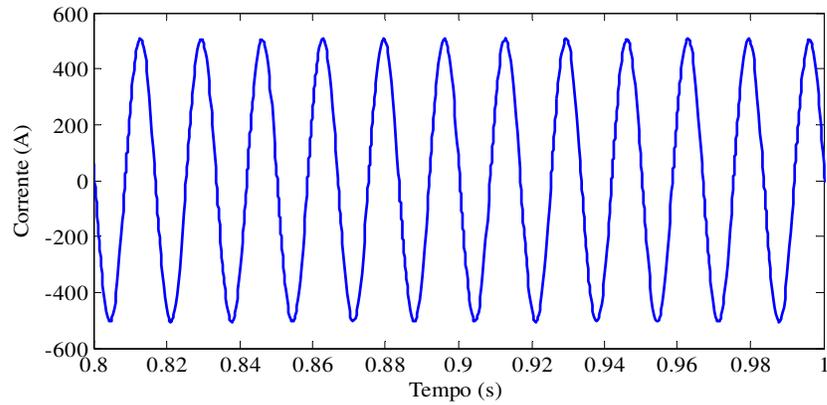


Fig. 5.17: Corrente obtida no terminal A do modo 3 da linha de 500 kV com o terminal B em aberto

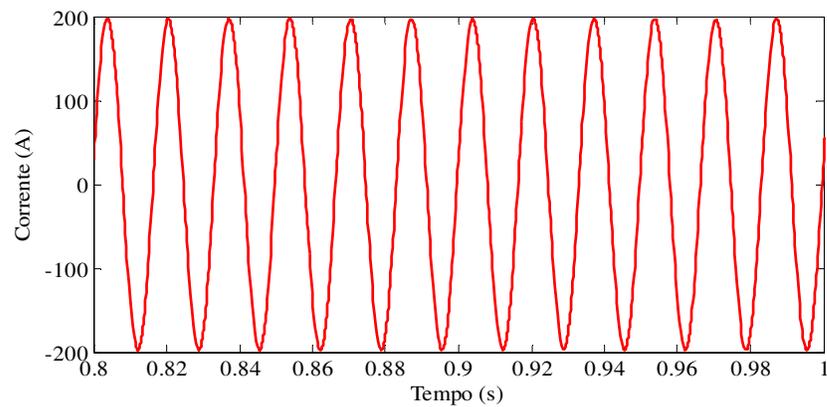


Fig. 5.18: Corrente obtida no terminal A do modo 3 da linha de 500 kV com o terminal B em curto-circuito

Obtido os fasores de corrente no domínio dos modos, as equações expressas em (4.31) e

(4.32) transformam tais fasores para o domínio das fases, sendo assim as matrizes $[I_{A\ fase}]_{open}$ e $[I_{A\ fase}]_{cc}$ são obtidas.

As equações (5.34) e (5.35) expressam os fasores de corrente no domínio das fases para a linha de 500 kV.

$$[I_{A\ fase}]_{open} = \begin{bmatrix} 289,71 \angle 14,04^\circ \\ 1119,67 \angle -120,15^\circ \\ 1153,20 \angle 119,42^\circ \end{bmatrix} [A] \quad (5.34)$$

$$[I_{A\ fase}]_{cc} = \begin{bmatrix} 873,50 \angle -175,28^\circ \\ 1944,53 \angle 72,80^\circ \\ 1846,55 \angle -70,79^\circ \end{bmatrix} [A] \quad (5.35)$$

Com os fasores de corrente no domínio das fases da linha de transmissão de 500 kV obtidos, inicia-se o cálculo de seus parâmetros. Realiza-se a transformação modal dada pelas equações (4.35) e (4.36) e obtêm-se $[Z]_{open}$, $[Z]_{cc}$ e γ de cada modo desta linha. Logo após calcula-se as matrizes de impedância e admitância modal. Através da transformação modal dessas matrizes por meio das equações (4.45) e (4.46) e manipulando-as algebricamente encontram-se as matrizes de resistência, indutância e capacitância da linha de 500 kV no domínio das fases para uma resistividade do solo de 1000 $[\Omega.m]$.

As expressões (5.36), (5.37) e (5.38) mostram as matrizes $[R]$, $[L]$ e $[C]$ encontradas através da simulação.

$$[R] = \begin{bmatrix} 0,06145 & 0,06005 & 0,06005 \\ 0,06005 & 0,06161 & 0,05989 \\ 0,06005 & 0,05989 & 0,06161 \end{bmatrix} [\Omega / km] \quad (5.36)$$

$$[L] = \begin{bmatrix} 0,001749 & 0,001022 & 0,001022 \\ 0,001022 & 0,001823 & 0,000949 \\ 0,001022 & 0,000949 & 0,001823 \end{bmatrix} [\Omega / km] \quad (5.37)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 13,49286 & -2,85336 & -2,85336 \\ -2,85336 & 11,85325 & -1,21376 \\ -2,85336 & -1,21376 & 11,85325 \end{bmatrix} \quad [\Omega / km] \quad (5.38)$$

Comparando os valores dos parâmetros longitudinais e transversais da linha de transmissão trifásica de 500 kV dados pelas equações (4.13), (4.14) e (4.15) com os parâmetros encontrados por meio da simulação, obtém-se o erro entre tais valores.

As matrizes (5.39), (5.40) e (5.41) apresentam os erros das matrizes $[R]$, $[L]$ e $[C]$ dadas pela simulação quando comparadas com as matrizes reais da linha.

$$[R] = \begin{bmatrix} 2,94\% & 3,33\% & 3,33\% \\ 3,33\% & 2,73\% & 2,81\% \\ 3,33\% & 2,81\% & 2,73\% \end{bmatrix} \quad [\Omega / km] \quad (5.39)$$

$$[L] = \begin{bmatrix} 6,72\% & 7,34\% & 7,34\% \\ 7,34\% & 2,77\% & 7,34\% \\ 7,34\% & 7,34\% & 2,77\% \end{bmatrix} \quad [H / km] \quad (5.40)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 13,95\% & 0,85\% & 0,85\% \\ 0,85\% & 0,15\% & 1,48\% \\ 0,85\% & 1,48\% & 0,15\% \end{bmatrix} \quad [\eta F / km] \quad (5.41)$$

Observando a matriz (5.39) percebe-se que o valor do erro na matriz de resistência continua na faixa dos 3% sendo que o maior erro encontrado está entre as resistências mútuas das fases 1 e 2 e das fases 1 e 3 que é de 3,33%. Na matriz (5.40), o maior erro encontrado está entre as indutâncias mútuas das fases 1 e 2 e das fases 1 e 3 que é de 7,34%. Para a matriz (5.41) o maior erro está na capacitância própria da fase 1 igual a 13,95% sendo que os erros encontrados para as capacitâncias próprias das fases 2 e 3 são praticamente desprezíveis. Devido à linha de transmissão trifásica de 500 kV e a de 330 kV terem as mesmas disposições geométricas entre as fases, percebe-se que há uma semelhança no local onde se encontra os maiores erros tanto para a resistência quanto para a indutância e capacitância. Sendo que no caso da resistência e indutância

esse erro está na mútua entre as fases 1 e 2 e entre as fases 1 e 3 e para a capacitância se encontra na própria da fases 1.

Conclusão

Os resultados apresentados neste trabalho mostram que é possível estimar os parâmetros longitudinais e transversais, ou seja, as matrizes de resistência, indutância e capacitância de uma linha de transmissão trifásica se suas correntes e tensões de fase são conhecidas.

A metodologia clássica para obtenção dos parâmetros de linha de transmissão trifásica parte do pressuposto de que algumas simplificações precisam ser adotadas para que seja possível o cálculo de tais parâmetros. Simplificações estas que introduzem erros no resultado. Kusic em [5] aponta que os erros entre os parâmetros calculados no início do projeto para construção de linhas de transmissão e os parâmetros que realmente caracterizam a linha após construção podem chegar à ordem de 30%.

Tais parâmetros calculados no início do projeto da construção da linha são os que existem hoje nos bancos de dados das empresas de energia. Com eles são realizados os dimensionamentos dos sistemas de proteção, a capacidade de transmissão, estudos de estabilidade de tensão dentre outros. Para minimizar esse problema, este trabalho prova que é possível estimar os parâmetros da linha sem inferir as simplificações da metodologia clássica.

No capítulo 2 foi mostrada a teoria básica de linha de transmissão partindo da análise de circuitos elétricos e das leis das malhas e dos nós de Kirchhoff [8, 9] até a obtenção da equação diferencial de segunda ordem que caracteriza tal linha. Mostrou-se também a teoria dos modos e quase-modos da linha de transmissão. Por meio da matriz de transformação modal $[T_l]$, que é a matriz associada aos autovetores do produto matricial $[Y][Z]$, a linha de transmissão trifásica é desacoplada em seus modos exatos e é estudada como se fossem três linhas de transmissão monofásicas. Se for utilizada a matriz de transformação de Clarke, a mesma transforma a linha trifásica em seus quase-modos. Porém, se essa linha for idealmente transposta ou se não sendo, mas possuir um plano de simetria vertical, ela também é desacoplada, com algumas aproximações, em seus modos exatos.

No capítulo 3 foi exposta a metodologia de cálculo dos parâmetros longitudinais e transversais da linha de transmissão desenvolvida por Kurokawa em [2] e que neste trabalho é utilizada. A metodologia mostra que através da obtenção das correntes e tensões da linha de transmissão trifásica, seus parâmetros podem ser estimados. Com isso podem ser retiradas todas

as simplificações que são consideradas na metodologia clássica, pois neste caso tais parâmetros são obtidos a partir de uma linha já construída.

Pelo fato de não ter sido feito medições de correntes e tensões em campo por meio de sincrofasores e oscilógrafos, no capítulo 4 foi feita à caracterização de três linhas de transmissão trifásicas a serem obtidas tais correntes e tensões via simulação. Foram caracterizadas as linhas de transmissão trifásica de 330 kV e 500 kV para uma resistividade do solo igual a $1000 [\Omega.m]$ e a linha de 440 kV para uma resistividade do solo variando entre $10 [\Omega.m]$, $100 [\Omega.m]$ e $1000 [\Omega.m]$. Através do software MatLab foi desenvolvido um sistema que simula a obtenção das correntes de uma linha de transmissão trifásica por meio de três linhas de transmissão monofásicas que na realidade são seus modos exatos. Os fasores de corrente e tensão obtidos no domínio dos modos são transformados para o domínio das fases por meio da matriz de transformação modal $[T_l]$. Neste instante termina o processo de obtenção das correntes e tensões. De posse desse resultado e da matriz de Clarke são calculados os parâmetros longitudinais e transversais da linha de transmissão trifásica.

No capítulo 5 são mostrados os resultados dos cálculos dos parâmetros das linhas de 330 kV, 440kV e 500 kV. Foi aplicado o mesmo valor de tensão em pu no terminal A de cada linha e a partir da metodologia descrita neste trabalho obteve-se as correntes quando o terminal B estava aberto e em curto circuito. A partir disso calculou-se os parâmetros de cada linha e comparou-se com os parâmetros ditos reais através do cálculo do erro. Para a linha de 330 kV observou-se que para a resistência o maior erro se encontra nas resistências mútuas entre as fases 1 e 2 e entre as fases 1 e 3 sendo de 2,43%, para a indutância o maior erro também está nas mútuas entre as fases 1 e 2 e entre as fases 1 e 3 sendo igual a 8,47%, já para a capacitância está na própria da fase 1 igual a 8,35%.

Para avaliar o método em relação à variação da resistividade do solo, foram feitas simulações com resistividade do solo igual a 10, 100 e $1000 [\Omega.m]$ para a linha de transmissão trifásica de 440 kV e verificou-se que a margem de erro está dentro do esperado. Para o parâmetro resistência, o maior erro foi encontrado na resistência própria da fase 1 sendo igual a 3,08% para a resistividade do solo igual a $10 [\Omega.m]$, no caso da indutância o maior valor de erro também se encontra nas mútuas entre as fases 1 e 2 e entre as fases 1 e 3 sendo de 10,70% para a resistividade do solo de $10 [\Omega.m]$. Para a capacitância o maior erro está na própria da fase 1

sendo de 11,56% para a resistividade do solo igual a 1000 [$\Omega.m$].

Na simulação realizada na linha de 500 kV percebeu-se pelo fato dela ter uma disposição geométrica entre as fases semelhante à linha de 330 kV, os maiores erros se encontram nos mesmo locais. Para a resistência e indutância os maiores erros estão nas mútuas entre as fases 1 e 2 e 1 e 3 sendo igual a 3,33% e 7,34% respectivamente. No caso da capacitância, como nas outras linhas, o maior erro se encontra na própria da fase 1 igual a 13,95%.

Na análise dos erros percebe-se que para tensão aplicada neste trabalho os erros encontrados estão bem abaixo do valor referido por Kusic em [5]. Parte desse erro é devido a utilização da matriz de Clarke como matriz de transformação modal. Para futuros trabalhos fica a sugestão de fazer uma análise do valor de tensão aplicado versus valores dos parâmetros calculados e verificar para quais desequilíbrios de tensões aplicadas se obtém o menor erro possível para as matrizes de resistência, indutância e capacitância.

Referências Bibliográficas

- [1] Kurokawa, S.; Pissolato, J.; Tavares, M. C.; Portela, C. and Prado, A., “A New Procedure to Derive Transmission-Line Parameters: Applications and Restrictions” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 21, no. 1, january, 2006.
- [2] Kurokawa, S. and Pissolato, J., “Parâmetros Longitudinais e Transversais de Linhas de Transmissão Calculados a partir das Correntes e Tensões de Fase” *Tese de Doutorado, Universidade Estadual de Campinas, Brasil, 2003.*
- [3] Monticelli, A. J., “Fluxo de Carga em Redes de Energia Elétrica”, Editora Edgard Blucher LTDA, São Paulo, 1983.
- [4] Melo, D. S.; Bezerra, J. M. B., “Aplicação de Sincrofasores para Aferição de Parâmetros Elétricos de Linhas de Transmissão” *Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Pernambuco, Brasil, 2008.*
- [5] Kusic, G. L.; Garrisson, D. L., “*Measurement of Transmission Line Parameters From SCADA Data*”. In. *IEEE Power Systems Conference and Exposition, New York, Out/2004.*
- [6] Lima, A. C. S.; Pereira, M. P., Hevia, O., “Cálculo de Parâmetros de Linha de Transmissão” *Departamento de Planejamento da Transmissão, Furnas Centrais Elétricas, Brasil, 2001.*
- [7] Pissolato, J., “Apostila de Compatibilidade Eletromagnética”, *Departamento de Sistemas de Controle de Energia, Universidade Estadual de Campinas. Brasil, 2008.*
- [8] Junior, Y. B.; Lyra, A. C. C., “Circuitos Elétricos”, Editora Pearson Prentice Hall, São Paulo, 2006.
- [9] Irwin, J. D., “Análise de Circuitos em Engenharia”, 4ª edição, Editora Makron Books, São

Paulo, 2000.

- [10] Tavares, M. C., “Modelo de Linha de Transmissão Polifásico Utilizando Quase-Modos”, Tese de Doutorado, Universidade Estadual de Campinas, Brasil, 1998.

- [11] Tavares, M. C.; Pissolato, J.; Portela, C., “New Modo-Domain Representation of Transmission Line – Clarke Transformation Analysis”, *ISCAS'98*, Monterey, California, EUA, 1998.

- [12] Portela, C.; Tavares, M. C., “Modeling, Simulation and Optimization of Transmission Lines. Applicability and Limitations of Some Used Procedures” in *Proc. IEEE Power Eng. Soc. Transmission Distribution*, São Paulo, Brazil, 2002.

- [13] Budner, A., “Introduction of Frequency-Dependent Line Parameters into an Electromagnetic Transients Programs” *IEEE Transaction Power App. Syst.*, vol. PAS-89, no. 1, january, 1970.

- [14] Akke, M. and Biro T. “Measurement of the Frequency-Dependent Impedance of a Thin Wire Ground Return”, *IEEE Transaction Power Del.*, pt. 2, vol. 20, April, 2005.