UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA "JÚLIO DE MESQUITA FILHO"

FACULDADE DE ENGENHARIA

CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA

ANDERSON RICARDO JUSTO DE ARAÚJO

UMA PROPOSTA DE REPRESENTAÇÃO DE TORRES DE LINHAS DE TRANSMISSÃO DIRETAMENTE NO DOMÍNIO DO TEMPO

ILHA SOLTEIRA

2018

ANDERSON RICARDO JUSTO DE ARAÚJO

UMA PROPOSTA DE REPRESENTAÇÃO DE TORRES DE LINHAS DE TRANSMISSÃO DIRETAMENTE NO DOMÍNIO DO TEMPO

Tese apresentada à Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira – UNESP como parte dos requisitos para obtenção do título de doutor em Engenharia Elétrica. Área de Conhecimento: Automação

Prof. Dr. Sérgio Kurokawa

Orientador

ILHA SOLTEIRA

2018

FICHA CATALOGRÁFICA
Desenvolvido pelo Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação

A659p

Araújo, Anderson Ricardo Justo de.
Uma proposta de representação de torres de linhas de transmissão diretamente no domínio do tempo / Anderson Ricardo Justo de Araújo. -- Ilha Solteira: [s.n.], 2018
246 f. : il.

Tese (doutorado) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira. Área de conhecimento: Automação, 2018

Orientador: Sérgio Kurokawa
Inclui bibliografia

1. Backflashover. 2. Descargas atmosféricas. 3. Transitórios eletromagnéticos. 4. Torres de transmissão.

Raiane da Silva Santos
Supervisora Técnica de Seção
Seção Técnica de Referência, Atendimento ao usuário e Documentação
Diretoria Técnica de Biblioteca e Documentação
CRB/8 - 9999

unesp

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA

Câmpus de Ilha Solteira

CERTIFICADO DE APROVAÇÃO

TÍTULO DA TESE: Uma proposta de representação de torres de linhas de transmissão no domínio do tempo

AUTOR: ANDERSON RICARDO JUSTO DE ARAÚJO
ORIENTADOR: SERGIO KUROKAWA

Aprovado como parte das exigências para obtenção do Título de Doutor em ENGENHARIA ELÉTRICA, área: Automação pela Comissão Examinadora:

Prof. Dr. SERGIO KUROKAWA
Departamento de Engenharia Elétrica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira

Prof. Dr. DILSON AMANCIO ALVES
Departamento de Engenharia Elétrica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira

Prof. Dr. PERCIVAL BUENO DE ARAUJO
Departamento de Engenharia Elétrica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira

Prof. Dr. JOSE PISSOLATO FILHO
Departamento de Sistemas e Controles de Energia / Universidade Estadual de Campinas

Professor Doutor JOSE ROBERTO CARDOSO
Departamento de Engenharia de Energia e Automação Elétrica / Universidade de São Paulo

Ilha Solteira, 04 de dezembro de 2018

RESUMO

Este trabalho apresenta uma proposta de modelagem de torres de transmissão convencionais e gigantes diretamente no domínio do tempo cujas admitâncias dessas torres são representadas por elementos discretos de circuito. A partir dessa representação, pode-se cálcular as tensões provocadas por descargas atmosféricas incidentes no topo de cada torre de transmissão. Nessa proposta, as tensões produzidas nas estruturas de cada torre de transmissão são obtidas diretamente no domínio do tempo com a utilização de programas convencionais de análise eletromagnética, evitando-se assim transformações inversas Laplace ou Fourier. Essa modelagem consiste inicialmente em calcular a admitância de qualquer torre de transmissão, no domínio da frequência, empregando o Método dos Momentos (MoM), levando em consideração os aspectos geométricos das torres, as resistividades do solo e o sistema de aterramento. Uma vez obtidas as admitâncias das torres de transmissão convencionais e gigantes, essas curvas são representadas por funções racionais obtidas pela técnica do Vector Fitting e em seguida, um circuito elétrico discreto equivalente é sintetizado para gerar a respectiva admitância calculada numericamente. Uma vez sintetizado, esses circuitos serão analisados em softwares de simulação de transitórios eletromagnéticos e as tensões induzidas em cada torre são estimadas. Nessa proposta, são consideradas a inclusão das treliças das torres, do sistema de aterramentos em distintas resistividades do solo nos cálculos das tensões é feita de modo mais preciso. Uma comparação entre as tensões obtidas pela modelagem proposta e os modelos convencionais é apresentada. Nessas comparações, verifica-se que os modelos convencionais para representação de torres de transmissão apresentam limitações, nas quais a modelagem proposta se mostra mais satisfatória.

Palavras-chave: Backflashover. Descargas atmosféricas. Transitórios eletromagnéticos. Torres de transmissão.

ABSTRACT

This work presents a proposal for modeling conventional and giant transmission towers directly in the time domain whose admittances of these structures are represented by lumped circuit elements. From this representation, one can calculate voltages caused by lightning striking at the top of each transmission tower. In this proposal, voltages produced in each transmission tower are obtained directly in the time domain using electromagnetic analysis programs, which does not require inverse Laplace or Fourier transformations. This modeling initially consists of calculating the admittance of any transmission tower in the frequency domain using the Moment Method (MoM), taking into account the tower geometry, soil resistivities and tower-footing grounding impedance. Once the admittances of the conventional and giant transmission towers are obtained, these curves are represented by rational functions obtained by the Vector Fitting technique and then an equivalent lumped electric circuit is proposed for each curve calculated numerically. These circuits will be analyzed in electromagnetic transient software and the voltages due lightning strikes in each tower are estimated. In this proposal, the inclusion of the tower trusses, homogenous soils and grounding electrodes are considered, and the responses are more precisely obtained. A comparison between the voltages obtained by the proposed modeling and the conventional models is also presented. In these comparisons, it can be seen that conventional models for representing transmission towers have limitations, in which the proposed modeling is more satisfactory performed.

Keywords: Backflashover. Lightning. Electromagnetic transients. Transmission towers.

Agradecimentos

Agradeço à minha mãe, Dalva Elisabete Justo, pelo amor incondicional e que nunca mediu esforços para minha formação. Às minhas irmãs e ao meu sobrinho Germano Francisco Justo. Aos membros do Grupo de Análise em Transitórios Eletromagnéticos (GATE) pelo apoio e disposição em ajudar e ao meu orientador Dr. Sérgio Kurokawa pela orientação e amizade durante a realização deste trabalho. Ao meu orientador na Universidade de Manitoba, Prof. Dr. Behzad Kordi, durante meu estágio de pesquisa no Canadá. A Beradley Sedore que esteve ao meu lado durante essa jornada.

À FAPESP pelo apoio financeiro através do processo 2014/18551-6, e do processo 2016/09139-0 (BEPE) vinculado, da Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP). À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

Aos professores da banca pela disponibilidade e pela correção deste trabalho. Àqueles que contribuíram nesta tese oferecendo diversos estímulos para sua concretização.

Lista de Figuras

Figura 1	-	Torre de transmissão autoportante de circuito duplo aterrada	26
Figura 2	-	Circuito elétrico para torre de transmissão aterrada e sobretensões produzidas	27
Figura 3	-	(a) Torre de transmissão e sua representação por diversos modelos: (b) Sólidos geométricos; (c) Multicondutores; (d) Multi-andares (e) Quadripolo no domínio da frequência	30
Figura 4	-	(a) Torre de transmissão autoportante circuito simples; (b) Torre estaiada circuito simples.	35
Figura 5	-	Torres de transmissão elevada do linhão Tucuruí-Manaus-Macapá, de 300 m: (a) T238 (b) T241	36
Figura 6	-	Torres de transmissão elevada do sistema alemão (a) Elbekrezung 1 (189 m) e (b) Elbekrezung 2 (227 m)	37
Figura 7	-	Tipos de descargas atmosféricas nuvem-solo.	42
Figura 8	-	Ilustração das ondas viajantes após uma descarga atmosférica em uma torre de transmissão	44
Figura 9	-	Ilustração do backflashover em uma torre de transmissão	45
Figura 10	-	Backflashovers em torres de transmissão convencionais	46
Figura 11	-	Montagem para os métodos: (a) direto e (b) indireto	51

Figura 12 - Silhueta de uma torre de 220 kV. (b) Aproximação cilíndrica. (c) cilindro com injeção vertical de corrente. 57

Figura 13 - (a) Torre de 220 kV. (b) Aproximação cônica. (c) Injeção vertical de corrente. 59

Figura 14 - (a) Torre de 220 kV e as aproximações cônica (b) e cilíndrica (c) com a onda de corrente injetada horizontalmente. 60

Figura 15 - (a)Torre de 220 kV. (b) Representação da torre de transmissão por cones truncados. 61

Figura 16 - Sistemas de n condutores. (a) n = 2, (b) n = 3 e (c) n = 4. 65

Figura 17 - Configurações de: (a) um único condutor. (b) sistema de 4 condutores 66

Figura 18 - Modelo multicondutor vertical. 67

Figura 19 - Modelo multicondutor vertical incluindo barras diagonais e braços de torre 68

Figura 20 - (a) Silhueta de uma torre de transmissão e (b) modelo "multi-andares" 71

Figura 21 - (a) Silhueta de uma torre de alta tensão; Aproximações (b) cilíndrica, (c) cônica e (d) por troncos de cone 72

Figura 22 - Torres típicas de circuito-duplo de: (a) 150kV; (b) 400 kV com suas medidas; Modelo "multi-andares" propostos por: (c) Ishii et al., Yamada et al e Motoyama et al ;(d) 73

Baba e Ishii

Figura 23 - (a) Torre de transmissão para alta tensão. (b) representação da torre como uma linha de transmissão. (c) torre de transmissão representada por quadripolo. 79

Figura 24 - Tensão no topo da torre (linha cheia). Tensão na base da torre (linha tracejada) 82

Figura 25 - Impedância característica para torres de 275 kV (linha cheia) e 400 kV. 83

Figura 26 - Circuito equivalente: (a) Série RL e (b) Série RL(R||C) 87

Figura 27 - Circuito representativo de uma torre de transmissão genérica 88

Figura 28 - Arranjo para o sistema de aterramento empregando cabos contra-pesos. 90

Figura 29 - Corrente impulsiva aplicada nos circuitos representativos de cada torre de transmissão 91

Figura 30 - (a) Magnitude e (b) fase da corrente impulsiva no domínio da frequência. 92

Figura 31 - (a) Torre de transmissão autoportante de circuito duplo em tamanho real; (b) torre desenhada no FEKO 94

Figura 32 - Torre de transmissão autoportante (T2) projetada no FEKO. 95

Figura 33 - Magnitude e (b) fase da admitância considerando ρ = 100 96

e 1000 Ω.m obtida com o MoM e o VF.

Figura 34 - Descarga atmosférica incidente no topo da torre de transmissão T2. 103

Figura 35 - Tensões no topo da torre T2 considerando: (a) solo ideal; (b) ρ = 100 Ωm e (c) ρ = 1000 Ωm. 104

Figura 36 - (a) Torre de transmissão estaiada de alta tensão em tamanho real; (b) torre desenhada no FEKO 106

Figura 37 - Torre de transmissão estaiada T3 projetada no FEKO 107

Figura 38 - (a) Magnitude e (b) fase da admitância considerando o solo ideal, e resistividade de ρ = 100 Ω.m e 1000 Ω.m obtida com o MoM e o VF para T3 108

Figura 39 - Descarga atmosférica incidente no topo da torre estaiada T3. 115

Figura 40 - Tensões no topo da para torre T3 considerando: (a) solo ideal; (b) ρ = 100 Ωm e (c) ρ = 1000 Ωm. 116

Figura 41 - (a) Torre de transmissão autoportante circuito simples de alta tensão T4 em tamanho real; (b) torre desenhada no FEKO®. 118

Figura 42 - Torre de transmissão autoportante circuito simples T4 projetada no FEKO®. 119

Figura 43 - (a) Magnitude e (b) fase da admitância considerando ρ = 100 Ω.m e 1000 Ω.m obtida com o MoM e o VF para T4. 120

Figura 44 - Descarga atmosférica incidente no topo da torre T4 126

Figura 45 - Tensão no topo da torre T4 considerando: (a) solo ideal, (b) solo de ρ = 100 Ωm e (c) solo de ρ = 1000 Ωm 127

Figura 46 - Torres de transmissão elevadas sobre as copas das árvores da Floresta Amazônica 131

Figura 47 - Vista superior da LT Tucuruí-Macapá-Manaus sobre o Rio Amazonas; 132

Figura 48 - Linha de Transmissão Tucuruí-Macapá-Manaus. 133

Figura 49 - (a) Vista lateral da LT gigante T-241 134

Figura 50 - Torre de transmissão linha de Manaus-Tucuruí-Macapá e suas medidas 135

Figura 51 - Torre do Linhão Manaus-Tucuruí-Macapá: (a) vista frontal e (b) vista lateral. 136

Figura 52 - Curvas de admitância das torres gigantes da Amazônia para diversos solos e aterramento com cabos contrapeso e aproximadas pelo VF. [(a) Magnitude e (b) Fase]. 137

Figura 53 - Circuito elétrico discreto representativo de uma torre de transmissão elevada genérica. 139

Figura 54 Descarga atmosférica incidente no topo da torre gigante da Amazônia. 149

Figura 55 - Tensões no topo das torres gigantes da Amazônia para diversos solos: (a) ideal; (b) 100 Ωm; (c) 1000 Ωm e (d) 150

2000 Ωm.

Figura 56 - Torres: (a) Elbekreuzung-1 (189 m) e (b) Elbekreuzung-2 (227 m); 153

Figura 57 - Torres Elbekreuzung : (a) Elbekreuzung 1 (189 m) e (b) Elbekreuzung 2. (227 m); 154

Figura 58 - Torre de transmissão Elbekreuzung-1: (a) vista frontal e (b) vista lateral. 155

Figura 59 - Curvas de admitância da torre da Elbekreuzung 1 para diversos solos e aproximação pelo VF. [(a) Magnitude e (b) Fase] 156

Figura 60 - Descarga atmosférica incidente na torre Elbekreuzung-1. 167

Figura 61 - Tensões no topo das torres gigantes Elbekreuzung-1 considerando solos : (a) ideal (b) 100 Ωm; (c) 1000 Ωm; e (d) 2000 Ωm. 168

Figura 62 - Torre de transmissão Elbekreuzung-2: (a) vista frontal e (b) vista lateral 171

Figura 63 - Curvas de admitância das torres gigantes da Elbekreuzung 1 para diversos solos e aproximação pelo VF. [(a) Magnitude e (b) Fase]. 172

Figura 64 - Descarga atmosférica incidente no topo da torre Elbekreuzung-2. 183

Figura 65 - Tensões no topo das torres gigantes Elbekreuzung-2 considerando solos : (a) ideal; (b) 100 Ωm;(c) 1000 Ωm; e 184

(d) 2000 Ωm.

Figura 66 - (a) Silhueta da torre de circuito duplo de 400 kV; (b) Representação da torre pelo modelo Multi-andares (MA) 189

Figura 67 - Tensões calculadas pelo modelo Multistory e MoM para a torre convencional. 191

Figura 68 - Tensões obtidas pelo modelo MA e MoM para a torre convencional para o solo ideal. 191

Figura 69 - (a)Torre gigante da Amazônia projetada no FEKO; (b) Detalhe da parte superior da torre; (c) circuito representativo para o modelo multi-andares. 192

Figura 70 - Tensões para a torre gigante obtidas pelo modelo MA e o MoM para um solo real. 193

Figura 71 - Tensões para a torre gigante da Amazônia obtidas pelo modelo MA e o MoM para um solo ideal. 194

Figura 72 - Silhueta de uma torre de alta tensão; Aproximações (b) cilíndrica, (c) cônica com injeção vertical de corrente 210

Figura 73 - Torre cilíndrica usada na análise teórica da impedância de surto 211

Figura 74 - Torre cônica usada na análise teórica da impedância de surto 216

Figura 75 - Circuito RL para síntese com polo real. 220

Figura 76 - Segundo circuito RL(C//R) série para síntese com polos 223

complexos.

Figura 77 - Diagrama para obtenção na resposta no domínio do tempo no FEKO. 229

Figura 78 - (a) Eletrodo enterrado em um solo. (b) Representação Δx por paramêtros distribuídos 231

Figura 79 - Eletrodo horizontal visto como linha de transmissão. 232

Figura 80 - Eletrodo vertical empregado nas simulações 234

Figura 81 - Impedância de um eletrodo vertical obtidas por [9]: (a) Módulo; (b) fase. 235

Figura 82 - Impedância de um eletrodo vertical obtido pelo MoM: (a) Módulo; (b) fase 236

Figura 83 - Impedância harmônica de um eletrodo horizontal obtidas por Grcev. 237

Figura 84 - Impedância de um eletrodo horizontal (r = 12,5 mm, d = 10m) obtidas por pelo MoM 238

Figura 85 - Impedância do eletrodo vertical - MoM (linha tracejada) e MPD (linha contínua)[(a) Magnitude e (b) fase]. 239

Lista de Tabelas

Tabela 1	**-**	Impedância de surto da torre para o modelo aproximado por geometria simples.	74
Tabela 2	**-**	Impedância de surto para o modelo a "multi-andares".	75
Tabela 3	**-**	Valores da resistência de amortecimento para torres 150 kV e 400 kV para o modelo "multi-andares".	76
Tabela 4	**-**	Valores da indutância de amortecimento para torres 150 kV e 400 kV para o modelo "multi-andares	76
Tabela 5	**-**	Comparação das impedâncias de surto calculadas por vários métodos	84
Tabela 6	**-**	Resíduos e polos do VF para torre T2 e solo ideal.	98
Tabela 7	**-**	Parâmetros dos circuitos RL (polos reais) considerando solo ideal.	98
Tabela 8	**-**	Parâmetros para os circuitos RL(R||C) (polos complexos) considerando solo ideal.	99
Tabela 9	**-**	Resíduos e polos para VF considerando ρ = 100 Ωm.	99
Tabela 10	**-**	Parâmetros para os circuitos RL (polos reais) para sintetizar a admitância considerando para ρ = 100 Ωm.	100
Tabela 11	**-**	Parâmetros para os circuitos RL(R||C) (polos complexos) para sintetizar a admitância considerando para ρ = 100 Ωm	100

Tabela 12 - Resíduos e polos para VF considerando ρ = 1000 Ωm. 101

Tabela 13 - Parâmetros para os circuitos RL (polos reais). 102

Tabela 14 - Parâmetros para os circuitos RL(R||C) (polos complexos). 102

Tabela 15 - Número de circuitos RL e RL(R//C) para admitância T2 em diversos solos 102

Tabela 16 - Resíduos e polos do VF para a curva da admitância T3 considerando solo ideal. 109

Tabela 17 - Parâmetros dos circuitos RL para a curva da admitância T3 considerando solo ideal 110

Tabela 18 - Parâmetros dos circuitos RL(R||C) (polos complexos) para curva da admitância T3 considerando solo ideal. 110

Tabela 19 - Resíduos e polos do VF para a curva da admitância T3 considerando ρ = 100 Ωm 111

Tabela 20 - Parâmetros dos circuitos RL para a curva da admitância T3 com ρ = 100 Ωm 111

Tabela 21 - Parâmetros dos circuitos RL(R||C) (polos complexos) para curva da admitância T3 considerando ρ = 100 Ωm. 112

Tabela 22 - Resíduos e polos do VF para a curva da admitância T3 considerando ρ = 1000 Ωm 112

Tabela 23 - Parâmetros dos circuitos RL (polos reais) para a curva da admitância T3 para ρ = 1000 Ωm. 113

Tabela 24 - Parâmetros dos circuitos RL(R||C) para a curva da admitância T3 considerando ρ = 1000 Ωm. 113

Tabela 25 - Número de circuitos RL e RL(R//C) para representar a torre T3 em diversos solos. 113

Tabela 26 - Resíduos e polos do VF para aproximar a curva da admitância T4 para um solo ideal 121

Tabela 27 - Parâmetros dos circuitos RL para a curva da admitância T4 considerando solo ideal 121

Tabela 28 - Parâmetros para os circuitos RL(R||C) (polos complexos) considerando ρ = 100 Ωm 122

Tabela 29 - Resíduos e polos para VF considerando ρ = 100 Ωm 122

Tabela 30 - Parâmetros para os circuitos RL (polos reais) considerando ρ = 100 Ωm. 123

Tabela 31 - Parâmetros para os circuitos RL(R||C) (polos complexos) considerando ρ = 100 Ωm. 123

Tabela 32 - Resíduos e polos para VF considerando ρ = 1000 Ωm. 124

Tabela 33 - Parâmetros para os circuitos RL (polos reais) para ρ = 1000 Ωm 124

Tabela 34 - Parâmetros para os circuitos RL(R||C) (polos complexos) ρ = 1000 Ωm 125

Tabela 35 - Parâmetros para os circuitos RL(R||C) (polos complexos) 125

ρ = 1000 Ωm.

Tabela 36 - Resíduos e polos para sintetizar a curva da admitância da torre gigante com cabos contrapeso considerando um solo ideal. 139

Tabela 37 - Parâmetros dos circuitos RL para a admitância da torre gigante em um solo ideal. 140

Tabela 38 - Parâmetros dos circuitos RL(C//R) para a admitância da torre gigante em um solo ideal 140

Tabela 39 - Resíduos e polos para sintetizar a curva da admitância da torre gigante com cabos contrapeso considerando um solo de ρ = 100 Ωm. 141

Tabela 40 - Parâmetros dos circuitos RL (polos reais) para a admitância da torre gigante com cabos contrapeso considerando um solo de ρ = 100 Ωm 142

Tabela 41 - Parâmetros dos circuitos RL(C//R) (polos complexos) para a admitância da torre gigante com cabos contrapeso considerando um solo de ρ = 100 Ωm. 142

Tabela 42 - Resíduos e polos para sintetizar a curva da admitância da torre gigante com cabos contrapeso para um solo de ρ = 1000 Ωm. 144

Tabela 43 - Parâmetros dos circuitos RL (polos reais) para a admitância da torre gigante com cabos contrapeso considerando um solo de ρ = 1000 Ωm. 144

Tabela 44 - Parâmetros dos circuitos RL(C//R) (polos complexos) para a admitância da torre gigante com cabos contrapeso considerando um solo de ρ = 1000 Ωm 145

Tabela 45 - Resíduos e polos para sintetizar a curva da admitância da torre gigante com cabos contrapeso para solo de ρ = 2000 Ωm. 146

Tabela 46 - Parâmetros dos circuitos RL para a admitância da torre gigante solo de ρ = 2000 Ωm. 146

Tabela 47 - Parâmetros para os circuitos RL(C//R) para a admitância da torre gigante para solo de ρ = 2000 Ωm. 147

Tabela 48 - Número de circuitos RL e RL(R//C) para representar a admitância da torre gigante da Amazônia. 148

Tabela 49 - Resíduos e polos das curvas da admitância Elbekreuzeung-1 para um solo ideal 157

Tabela 50 - Parâmetros dos circuitos RL(C//R) para torre Elbekreuzung-1 para um solo ideal. 158

Tabela 51 - Resíduos e polos para sintetizar a curva da admitância da torre Elkekreuzung-1 para solo de ρ = 100 Ωm 158

Tabela 52 - Resíduos e polos para sintetizar a curva da admitância da torre Elkekreuzung-1 para solo de ρ = 100 Ωm 159

Tabela 53 - Parâmetros para os circuitos RL (polos reais) para a admitância da torre Elkekreuzung-1 para solo de ρ = 100 Ωm. 160

Tabela 54 - Parâmetros para os circuitos RL(C//R) (polos complexos) para a admitância da torre torre Elkekreuzung-1 para solo de ρ = 100 Ωm. 161

Tabela 55 - Resíduos e polos para sintetizar a curva da admitância da torre Elbekreuzung-1 para solo de ρ = 1000 Ωm 162

Tabela 56 - Parâmetros para os circuitos RL (polos reais) para a admitância da torre Elbekreuzung-1 para solo de ρ = 1000 Ωm. 162

Tabela 57 - Parâmetros para os circuitos RL(C//R) (polos complexos) para a admitância da torre torre Elkekreuzung-1 para solo de ρ = 1000 Ωm. 163

Tabela 58 - Resíduos e polos para sintetizar a curva da admitância da torre Elbekreuzung-1 para solo de ρ = 2000 Ωm. 164

Tabela 59 - Parâmetros para os circuitos RL(C//R) (polos complexos) para a admitância da torre torre Elbekreuzung-1 para solo de ρ = 2000 Ωm 164

Tabela 60 - Parâmetros para os circuitos RL(C//R) (polos complexos) para a admitância da torre torre Elbekreuzung-1 para solo de ρ = 2000 Ωm 165

Tabela 61 - Número de circuitos RL e RL(R//C) para representar a admitância da torre Elbekreuzung-1. 166

Tabela 62 - Resíduos e polos para as curvas da admitância da Elbekreuzung-2 considerando solo ideal. 173

Tabela 63 - Parâmetros dos circuitos RL para a torre Elbekreuzeung-2 para solo ideal. 174

Tabela 64 - Parâmetros dos circuitos RL(C//R) (polos complexos) para torre Elbekreuzung-2 considerando um solo ideal 175

Tabela 65 - Resíduos e polos para as curvas da admitância da Elbekreuzeung-2 considerando ρ = 100 Ωm. 176

Tabela 66 - Parâmetros dos circuitos RL para a torre Elbekreuzeung-2 considerando ρ = 100 Ωm 177

Tabela 67 - Parâmetros dos circuitos RL(C//R) para torre Elbekreuzung-2 com ρ = 100 Ωm. 177

Tabela 68 - Resíduos e polos para as curvas da admitância da Elbekreuzeung-2 com ρ = 1000 Ωm 178

Tabela 69 - Parâmetros dos circuitos RL para a torre Elbekreuzeung-2 para ρ = 1000 Ωm. 179

Tabela 70 - Parâmetros dos circuitos RL(C//R) para torre Elbekreuzung-2 com ρ = 1000 Ωm 179

Tabela 71 - Resíduos e polos das curvas da admitância da Elbekreuzeung-2 com solo = 2000 Ωm 180

Tabela 72 - Parâmetros dos circuitos RL (polos reais) para a torre Elbekreuzeung-2 para ρ = 2000 Ωm 181

Tabela 73 - Parâmetros dos circuitos RL(C//R) (polos complexos) para torre Elbekreuzung-2 considerando ρ = 2000 Ωm. 181

Tabela 74 - Número de circuitos RL e RL(R//C) para a admitância de Elkekreuzung-2. 182

Tabela 75 - Resumo dos parâmetros medidos para as torres estudadas. 187

Tabela 76 - Parâmetros elétricos para a representação da torre T2 com o modelo Multi-andares 190

Tabela 77 - Parâmetros elétricos para representar a torre gigante pelo MA 193

Tabela 78 - Parâmetros distribuídos para os eletrodos horizontal e vertical. 233

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO..... 25

1.1 MOTIVAÇÃO E JUSTIFICATIVA..... 32

1.2 OBJETIVOS DA TESE..... 34

1.3 CONTRIBUIÇÕES ORIGINAIS..... 38

1.4 ESTRUTURA DO TEXTO..... 38

2 DESCARGAS ATMOSFÉRICAS EM TORRES DE TRANSMISSÃO..... 40

2.1 DESCARGAS ATMOSFÉRICAS..... 40

2.2 BACKFLASHOVERS..... 43

2.3 MODELOS DE LINHAS DE TRANSMISSÃO..... 47

2.4 IMPEDÂNCIA DA TORRE DE TRANSMISSÃO..... 48

2.5 CONSIDERAÇÕES FINAIS..... 53

3 MODELAGEM DA TORRE DE TRANSMISSÃO..... 54

3.1 MODELOS DE TORRES DE TRANSMISSÃO..... 54

3.1.1 **Modelos aproximados por geometria simples..... 55**

3.1.2 **Modelos compostos por multicondutores..... 62**

3.1.3 **Modelos de torre multi-andares..... 70**

3.1.4 **Modelos de torres dependentes da frequência..... 78**

3.2 CONSIDERAÇÕES FINAIS..... 84

4 PROPOSTA DE REPRESENTAÇÃO DE TORRES DE TRANSMISSÃO NO DOMÍNIO DO TEMPO..... 86

4.1 MODELAGEM DAS TORRES DE TRANSMISSÃO..... 86

4.2 MODELAGEM PARA TORRES EM TAMANHO CONVENCIONAL ATERRADAS COM CABOS CONTRAPESOS..... 89

4.2.1 Torre de transmissão autoportante de circuito duplo..... 93

4.2.2 Torre de transmissão estaiada circuito simples..... 106

4.2.3 Torre de transmissão autoportante circuito simples..... 118

4.3 MODELAGEM DAS TORRES DE TRANSMISSÃO ELEVADAS..... 130

4.3.1 **Modelagem das torres de transmissão elevadas da Amazônia..... 130**

4.3.2 **Modelagem das torres de transmissão elevadas Elbekreuzung..... 153**

4.4 COMPARAÇÃO ENTRE O MODELO MULTI-ANDARES E MOM..... 188

5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES..... 196

REFERÊNCIAS..... 199

APÊNDICES..... 213

A1 TRABALHOS E ARTIGOS DESENVOLVIDOS 208

A2 IMPEDÂNCIA DE SURTO REPRESENTANDO A TORRE POR SÓLIDOS GEOMÉTRICOS..... 210

A3 CIRCUITOS ELÉTRICOS PARA AJUSTE DO VECTOR FITTING..... 220

A4 MÉTODO DOS MOMENTOS..... 225

1 INTRODUÇÃO

As descargas atmosféricas são consideradas uma das maiores fontes de distúrbios causados em linhas de transmissão, gerando sobretensões nas linhas de transmissão que podem levá-las ao seu desligamento. Faltas causadas por descargas atmosféricas causam sérios danos nas linhas de transmissão, cadeias de isoladores, problemas de estabilidade e *blackouts* (ALEMI, 2015; HARA, 1996). Entretanto, medidas de proteção contra descargas atmosféricas devem ser adotadas para garantir a estabilidade do sistema. Nesse intuito, as análises de descargas atmosféricas sobre torres das linhas de transmissão desempenham um papel fundamental na sua proteção, visto que os desligamentos nos sistemas de energia afetam diretamente todos os usuários e acarretam em perdas significativas para indústria (MORALES *et al*., 2014).

Quando uma descarga atmosférica incide *diretamente* nos condutores de fase de uma linha de transmissão, devido a uma falha de blindagem nos cabos guarda, pode ocorrer o rompimento da rigidez dielétrica do ar e a formação de um arco elétrico de contorno sobre a cadeia de isoladores. Esse fenômeno é denominado *flashover*. Quando a descarga atmosférica atinge o cabo-guarda ou o topo da torre de transmisão, pode também ocorrer o rompimento da rigidez dielétrica do ar e a formação de um arco elétrico, a partir da estrutura da torre para os condutores de fase, contornando a cadeia de isoladores e causando um curto-circuito. Esse fenômeno é denominado de *backflashover*. Uma definição mais ampla sobre *backflashover* será dada no Capítulo 2. Os *backflashovers* exercem importante influência no desempenho de um sistema de transmissão, pois estima-se que entre 40% a 70% dos desligamentos de linhas de transmissão, com a incidência de descargas atmosféricas, acontecem devido à ocorrência desses dois fenômenos(CHANAKA *et al*. 2011; SHUWEN, 2011). Esses incidentes ocorrem principalmente em regiões com alta incidência de descargas atmosféricas, que possuem solos de alta resistividade e onde o relevo é elevado (VISACRO, 2005; WU, 2011).

Algumas medidas são aplicadas para diminuir as sobretensões causadas pelas descargas atmosféricas, tais como:

i. Instalação de cabos-guardas no topo das torres de transmissão (SARDI, 2013);

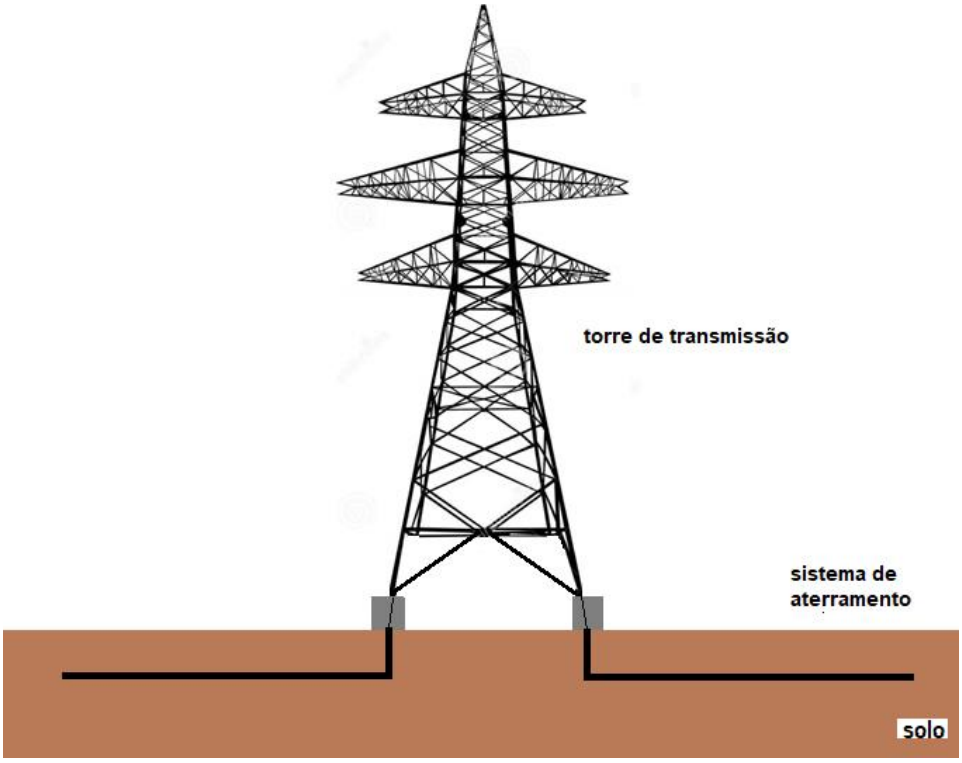
ii. Instalação de supressores de surto conectados em cada fase da linha (SHESHYEKANI *et al*., 2009);

iii. Redução da impedância de surto da torre de transmissão (AMETANI *et al*., 2005; SARDI, 2013; SLISKIS *et al*., 2015);

iv. Redução da impedância de aterramento conectado aos pés das torres de transmissão (SARDI, 2013),(VAHIDI *et al*., 2010; VISACRO, 2016; YADEE, 2007).

Na Figura 1 é mostrada uma torre de transmissão de circuito duplo típica do sistema elétrico brasileiro. O aterramento é composto por longos 4 cabos contrapesos, cujo comprimento de cada eletrodo depende da resistividade do solo.

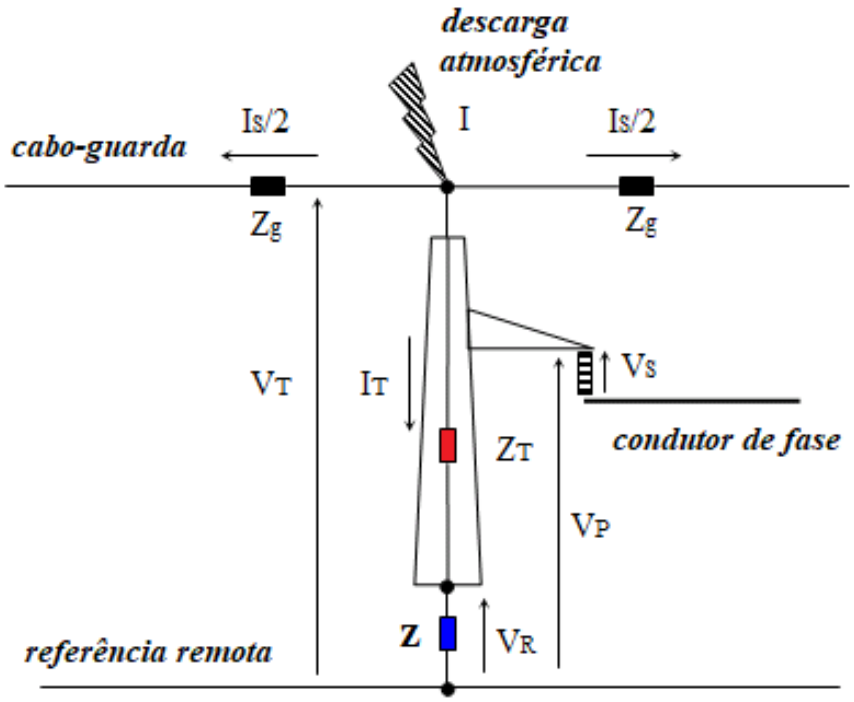
Figura 1 - Torre de transmissão autoportante de circuito duplo aterrada.



Fonte: Autoria própria.

Na Figura 2 é mostrada uma representação simples do circuito elétrico de uma torre de transmissão aterrada e as tensões produzidas ao longo da estrutura por uma descarga atmosférica incidente no topo da torre.

Figura 2 - Circuito elétrico para torre de transmissão aterrada e sobretensões produzidas.



Fonte: Adaptado de Andes, (2018).

Na Figura 2, V_T é a tensão total no circuito da torre aterrada, V_R é a tensão na impedância de aterramento, V_P é a tensão no braço da torre de transmissão e V_S é a tensão sobre a cadeia de isoladores, calculada pela diferença entre a tensão V_P e a tensão de fase no condutor. A corrente de descarga atmosférica total (I) é dividida em três partes. A corrente I_S é a corrente que viaja pelos cabos-guarda e I_T é a corrente que viaja pela estrutura da torre de transmissão. **Zg** é a impedancia do cabo-guarda, $\mathbf{Z_T}$ é a impedancia de surto da torre de transmissão e **Z** é a impedância de aterramento da torre.

A impedância de surto da torre de transmissão (Z_T) pode ser obtida por distintos métodos: (i) medições na torre de transmissão em tamanho real (BABA, 1999; BREUER *et al*., 1957; CHISHOLM *et al*., 1985; MOTOYAMA *et al*., 2009; YAMADA *et al*., 1995); (ii) medições na torre de transmissão em modelos em escala reduzida (HARA, 1996a; MOTOYAMA, 2000; TAKAMI *et al*., 2014); (iii) por diversos modelos que representam a torre de transmissão por sólidos geométricos simples ou por parâmetros discretos de circuito; (iv) por métodos numéricos baseados na solução das equações de Maxwell tais como: Métodos do Momentos (MoM) (BABA, 1999), Diferenças Finitas no Domínio do Tempo (FDTD)(NODA, 2008; TATEMATSU, 2014) e Método dos Elementos Finitos (FEM) (CAO *et al*., 2013).

Diversos autores realizaram medições da impedância de surto e da velocidade de propagação diretamente nas torres em tamanho real (BABA, 1999; BREUER *et al*., 1957; CHISHOLM *et al*. , 1985; MOTOYAMA *et al*., 2009; YAMADA *et al*., 1995) ou em modelos em escala reduzidas (BABA, 1999; HARA, 1996a; SUMITANI *et al*., 2012). Nesses experimentos, são utilizados geradores de impulso para injetar correntes no topo da torre (ou do modelo em escala reduzida) como realizados por. O método de obtenção da impedância de surto usando torres de transmissão em tamanho real é eficiente, porém caro e de difícil implementação. Entretanto, os ensaios em torres de transmissão em escala reduzidas são mais económicos e de fácil implementação e apresentam resultados satisfatórios.

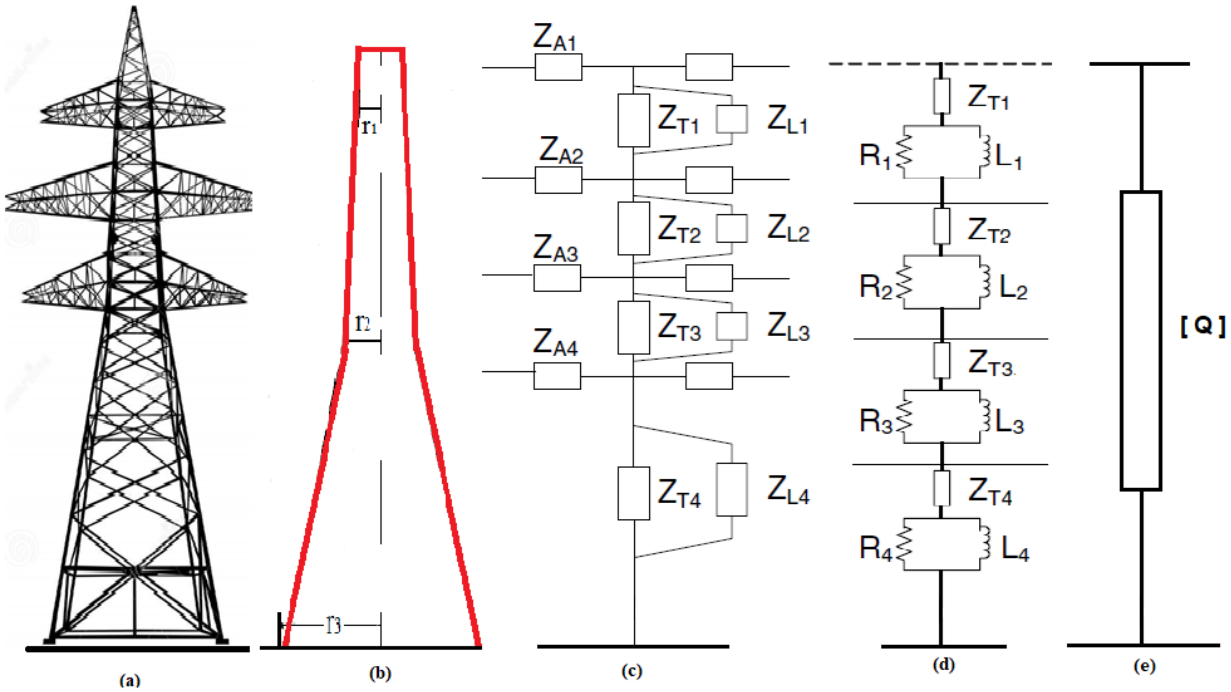
A impedância de surto da torre de transmissão é obtida por diversos modelos presentes na literatura. Nesse contexto, os modelos mais utilizados são:

i. Sólidos geométricos simples (CONTI *et al*., 2006; GONI, 2009; SARGEND, 1969);
ii. Multicondutores (HARA, 1996b; MARTINEZ, 2005);
iii. Multi-andares (BABA, 2000; DATSIOS, 2015; ISHII *et al*., 1991) ;
iv. Quadripolos no domínio da frequência (HARID; GRIFFITHS; HADDAD, 2006; YAMADA *et al*., 1995).

Os modelos geométricos simples são propostos para representar uma torre de transmissão e equações algébricas são desenvolvidas baseadas nessa aproximação. Em geral, essa aproximação é feita por cilindros, cones inteiros ou truncados. Essas equações consistem em uma boa estimativa para a impedância de surto da torre, porém essa modelagem não considera a inclusão das treliças e dos braços da torre de transmissão (CAO *et al*, 2013; CHISHOLM *et al*. 1985; SARGEND, 1969; ZAKARIA *et al*., 2002). No modelo multicondutores, a torre de transmissão é dividida em 4 seções na qual cada seção é representada por uma linha de transmissão curta. A impedância de surto para cada seção da torre depende de suas dimensões geométricas. Essa metodologia inclui o efeito das treliças e dos braços da torre e pode ser inserida em softwares de análise em transitórios eletromagnéticos (HARA, 1996b; MARTINEZ, 2005).

Nos modelos Multi-andares, a torre de transmissão é dividida em 4 ou 5 seções, na qual cada seção consiste de uma linha de transmissão curta sem perdas, representada por uma impedância característica, em série com um bloco RL paralelo. Os blocos RL levam em consideração os efeitos da atenuação das ondas viajantes ao longo dos condutores. Esses modelos são usualmente empregados nas análises de sobretenões para descargas atmosféricas em programas de análises de transitórios eletromagnéticos (BABA, 2000; DATSIOS, 2015; ISHII *et al*., 1991; MATSUMOTO *et al*., 1996). Finalmente, quadripolos são empregados para representar as torres de transmissão por linhas de transmissão no domínio da frequência para simular a distorção das ondas viajantes. Nessa aproximação, as correntes e tensões são computadas nos terminais emissor e receptor de uma linha equivalente, sendo a torre de transmissão representada por um quadripolo (HARID *et al*. 2006; YAMADA *et al*., 1995). Na Figura 3 é mostrada uma torre de transmissão de alta tensão de circuito duplo e os diversos modelos empregados na literatura para calcular a impedância de surto da torre.

Figura 3 - (a) Torre de transmissão e sua representação por diversos modelos: (b) Sólidos geométricos; (c) Multicondutores; (d) Multi-andares (e) Quadripolo no domínio da frequência.



Fonte: Autoria própria.

Na Figura 3-(a), a silhueta de uma torre de transmissão de circuito duplo é mostrada. Na Figura 3-(b) o modelo geométrico é usado e a torre de transmissão representada por uma associação de tronco de cones. Na Figura 3-(c), a torre de transmissão é representada pelo modelo multicondutores no qual os termos Z_{Ak}, Z_{Tk} e Z_{Lk} (k = 1,...4) representam a impedância de surto para os braços da torre, impedância de surto para o tronco (estrutura central da torre) e a impedância de surto das barras diagonais (treliças da torre) respectivamente em cada trecho da torre. Na Figura 3-(d), o modelo "multi-storey" é empregado na qual cada trecho da torre é representado por uma impedância de surto Z_{Tk} em série com uma associação paralelo de R_k e L_k (k = 1,...4). Na Figura 3-(e) a torre de transmissão é representada por um quadripolo no domínio da frequência e a impedância da torre é calculada pelas equações hiperbólicas.

A impedância de surto da torre de transmissão, assim como as sobretensões causadas por descargas atmosféricas, são obtidas por métodos numéricos aplicados na solução das equações de Maxwell. Os métodos numéricos mais comumente aplicados são: MoM e FDTD. O MoM, implementado via NEC-2, foi utilizado por Ishii e Baba na representação de uma torres de transmissão considerando a corrente injetada vertical e horizontalmente no topo da torre (BABA, 1999). O FDTD foi estudado por Noda no qual considera-se as equações de Maxwell em três dimensões para obter a resposta a um degrau de tensão em uma torre de transmissão de 500 kV, incluindo a resistividade do solo e detalhes da estrutura da torre (NODA, 2008; TATEMATSU, 2014). Kroetz *et al.* utilizaram o método FDTD para estudar o efeito das sobretensões ocasionadas por descargas atmosféricas em torres de 500 kV circuito duplo, variando a altura da torre e a amplitude da onda impulsiva de tensão (KROETZ; MOREIRA; NOVO, 2016). Os métodos numéricos permitem a análise da variação da impedância de surto da torre em função da altura, a inclusão do solo com parâmetros constantes ou dependentes da frequência e a inclusão das treliças e condutores de aterramento.

A impedância de aterramento **Z** é fundamental nas análises das sobretensões em sistemas de potência. Quando uma descarga atmosférica incide na torre de transmissão, parte das ondas de surto de corrente percorrem a estrutura da torre e são refletidas pela impedância de aterramento da torre. Quanto menor a impedância de aterramento **Z**, menores serão as amplitudes das ondas de tensão refletidas ao longo da estrutura metálica, diminuindo a probabilidade de um *backflahsover* (MOBARAKEI *et al*., 2012; SARDI, 2013). Em muitos casos, no cálculo de sobretensões devido às descargas atmosféricas, a impedância de aterramento é representada apenas por uma simples resistência concentrada. Essa resistência assume valores entre 5 a 150 Ω em programas de análise de transitórios eletromagnéticos, na qual é uma boa aproximação para frequências inferiores a 100 kHz (MARUNGSRI *et al*., 2008). Porém, a descarga atmosférica é caracterizada por um espectro de frequência elevada, variando de DC até frequências inferiores a 10 MHz, na qual a impedância de aterramento se mostra dependente da frequência. Assim, os efeitos capacitivos e indutivos nos eletrodos de aterramento se tornam expressivos e devem ser levados em consideração para uma análise precisa. Outros fatores, como o efeito pelicular (*Skin effect*) e a dependência dos parâmetros elétricos do solo (permissividade e resistividade) com a

frequência devem ser considerados nas análises transitórias (ALEMI *et al*., 2015). Além de diminuir as reflexões das ondas de corrente, o sistema de aterramento em torres de transmissão é empregado para: (a) fornecer uma baixa impedância para correntes de faltas pelo solo; (b) na diminuição do potencial de toque e de passo para proteção de seres vivos próximos à essas estruturas e (c) redução de interferências eletromagnéticas (LIU, 2004).

Para o cálculo da impedância de aterramento diversas metodologias empíricas, analíticas e numéricas têm sido propostas na literatura técnica, no qual podem ser agrupados em: (i') modelos baseados na teoria de linhas de transmissão, usando parâmetros distribuídos por unidade de comprimento, denominado de *Transmission Line Model* (TLM) (PAOALEXODOULOS, 1987; VELAZAQUEZ, 1984); (ii') modelos baseados na teoria de circuitos, que empregam parâmetros discretos em cascata (GATTA *et al*., 2014, 2017; LORENTZOU; HATZIARGYRIOU; PAPADIAS, 2003; SHARIATINASAB; GHOLINEZHAD, 2017; YUTTHAGOWITH *et al*., 2012); (iii') métodos numéricos para resolução das equações de Maxwell, tais como: Método dos Momentos (MoM) (FORTIN *et al*., 2006; GRCEV, 2009, 1996), Finite Difference Time Domain (FDTD) (TSUMURA *et al*., 2006; VERMA, 1980) e Método dos Elementos Finitos (FEM)(LIU, 2004; LIU, 2005; LIU *et al*., 2001) e (iv') métodos numéricos híbridos no qual os eletrodos são enterrados em solos estratificados (ARANEO *et al*., 2015; VISACRO, 2005).

Assim, verifica-se a importância de conhecer o comportamento exato da impedância de aterramento para determinado intervalo de frequência. O cálculo preciso das sobretensões provocadas por descargas atmosféricas dependem de considerar adequadamente o comportamento da impedância de aterramento em função frequência.

1.1 MOTIVAÇÃO E JUSTIFICATIVA

Segundo o Grupo de Eletricidade Atmosférica (ELAT) do Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais (Inpe), o Brasil é líder mundial na incidência de descargas atmosféricas, sendo que anualmente 50 milhões de raios atingem o território brasileiro (ELAT, 2016). O prejuízo no setor elétrico é cerca de 600 milhões de reais, seguido pelas empresas de telecomunicação, com cerca de 100 milhões de reais, e as empresas seguradoras e de eletroeletrônicos, com cerca de 50 milhões de reais cada. Esses prejuízos se concentram na queima de equipamentos, perda de

faturamento, aumento das despesas de manutenção e penalizações. Somando-se a outros setores da economia atingidos, o prejuízo chega aproximadamente a um bilhão de dólares ao país em 2007 (INPE/MCT, 2007). As sobretensões causadas pelas descargas atmosféricas influenciam também na qualidade da energia elétrica, interrupções no fornecimento de energia e variações nas formas de onda da tensão.

O Brasil possui uma grande extensão territorial e sua principal matriz energética é hidráulica. Outra característica importante consiste no fato dessas fontes geradoras estarem bem distantes dos grandes centros consumidores. Assim, as linhas de transmissão são extensas para transportar a energia elétrica entre as unidades geradoras e os centros consumidores. O Brasil possui a maior parte de seu território na região tropical, na qual há uma incidência elevada de descargas atmosféricas e o cálculo preciso das sobretensões, bem como medidas para sua mitigação, são de grande interesse das concessionárias.

Devido ao impacto no sistema elétrico causado pelas descargas atmosféricas, modelos que calculem com mais precisão as sobretensões são necessários. Tais modelos devem considerar os diversos parâmetros das torres de transmissão para calcular a impedância de surto da torre e incluir o efeito da frequência na impedância do sistema de aterramento da torre de transmissão. Diversos modelos de torres de transmissão e metodologias para o cálculo da impedância de surto têm sidos desenvolvidos e aplicados pelos pesquisadores, conforme apresentado no Capítulo 1. Esses modelos geralmente não consideram: (i) as treliças e os braços das torres de transmissão em sua modelagem; (ii) a impedância de aterramento. A impedância de aterramento é dependente da frequência, assumindo comportamento indutivo ou capacitivo em altas frequências, e é representada por uma simples resistência pura; (iii) os parâmetros do solo (permissividade e condutividade elétrica) também dependem da frequência, porém seus parâmetros são considerados constantes nas análises de transitórios eletromagnéticos. Essas simplificações usualmente adotadas, podem acarretar em erros nos cálculos das tensões induzidas nas torres de transmissão e em erros de projeto dos isoladores, levando ao aumento nos investimentos e nos custos de manutenção na proteção contra as descargas atmosféricas (SHARIATINASB, 2017).

1.2 OBJETIVOS DA TESE

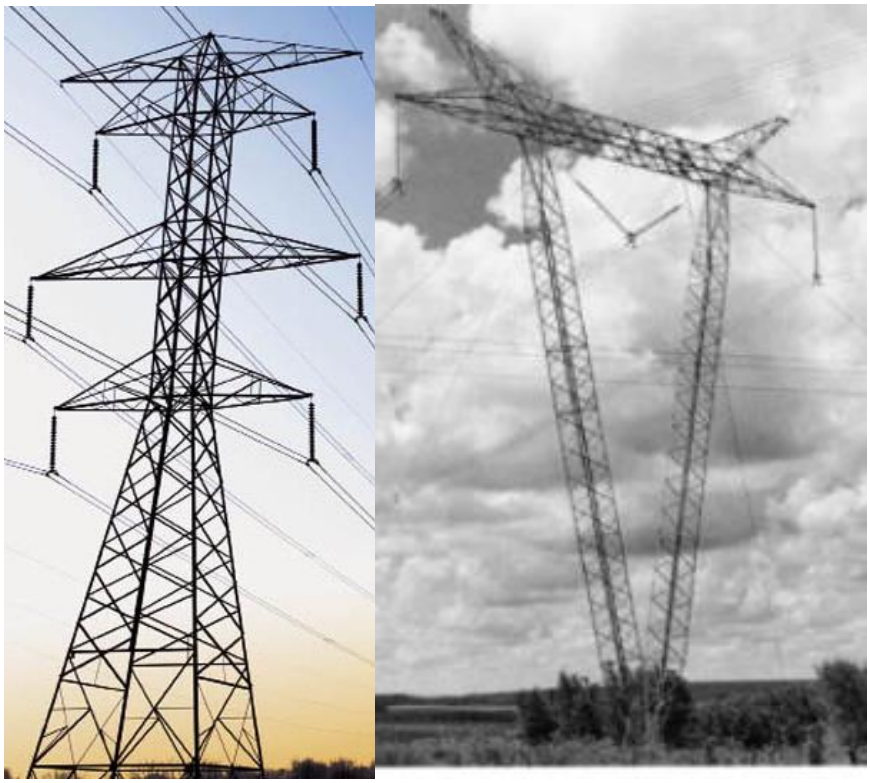
Esta tese tem como objetivo desenvolver uma metodologia para representação de torres de transmissão aterradas por meio de um circuito elétrico discreto e calcular as tensões provocadas por descargas atmosféricas incidentes no topo da torre. Nessa metodologia, as treliças e o sistema de aterramento são levados em consideração.

As impedâncias (ou admitâncias) das torres de transmissão convencionais e gigantes, juntamente com o sistema de aterramento, são calculadas no domínio da frequência pelo Método dos Momentos (MoM), *in full wave approach*, usando o software FEKO. A partir da resposta em frequência, aplica-se a técnica do *Vector Fitting* e obtêm-se circuitos elétricos aproximados que representam as impedâncias (ou admitâncias) das estruturas analisadas. Esses circuitos discretos são compostos pela associação de *n* ramos de circuitos RL em série e *m* ramos de circuitos RL(C//R) em série, conectados em paralelo e representam a impedância ou admitância das torres de transmissão. Uma vez determinados os parâmetros desses circuitos elétricos discretos, as sobretensões nos topos das torres de transmissão e previsões de *backflashovers* são analisadas de forma mais precisa. No projeto de doutorado, dois tipos de estruturas de torres de transmissão foram estudadas:

(i) Torres de transmissão convencionais autoportantes e estaiada, de 25 a 46 m em média, adotadas no sistema elétrico;
(ii) Torres de transmissão elevadas (gigantes): Uma torre pertencente ao sistema elétrico brasileiro, linhão de Tucuruí-Macapá-Manaus, de 300 m de altura, e duas torres de transmissão que pertencem ao sistema elétrico alemão, linhas Elbekrezung, de 189m e 227 m de altura.

As torres de transmissão elevadas estão presentes em áreas de densa floresta e/ou nas margens de rios navegáveis e nunca foram modeladas na literatura científica. Nas Figuras 4 a 6, são mostradas algumas das estruturas de torres de transmissão convencionais e elevadas que serão estudadas na tese.

Figura 4 - (a) Torre de transmissão autoportante circuito simples; (b) Torre estaiada circuito simples.



(a) (b)

Fonte: Adaptado de: (a) Kehang (2018); (b) Kiessling (2013).

Figura 5 - Torres de transmissão elevada do linhão Tucuruí-Manaus-Macapá, de 300 m: (a) T238 (b) T241.



(a) (b)

Fonte: Adaptado de Torres (2018) .

Figura 6 - Torres de transmissão elevada do sistema alemão (a) Elbekrezung 1 (189 m) e (b) Elbekrezung 2 (227 m)



(a) (b)

Fonte: Adaptado de Elbekreuzung (2018).

O modelo será empregado para calcular as tensões produzidas resultantes da incidência de descargas atmosféricas no topo das torres de transmissão convencionais e gigantes. Assim, o conhecimento das tensões induzidas permite que a cadeia de isoladores e o sistema de aterramento sejam projetados adequadamente, levando a uma redução no número de desligamentos das linhas de transmissão no sistema elétrico devido à ocorrência de *backflashovers.* Os modelos obtidos para cada topologia de torre de transmissão compostos por circuitos elétricos discretos, diretamente no domínio do tempo, podem ser inseridos em qualquer software de modelagem e análises de transitórios eletromagnéticos.

1.3 CONTRIBUIÇÕES ORIGINAIS

A maior contribuição desse projeto está no desenvolvimento de modelos baseados em circuitos discretos para análises das sobretensões em torres de transmissão atingidas por descargas atmosféricas. Esses modelos consideram vários fatores que são omitidos nos modelos tradicionais tais como: características estruturais das torres, dependência da resistividade do solo e a inclusão do sistema de aterramento. Tais modelos serão desenvolvidos para torres de transmissão em tamanho convencional e torres elevadas (gigantes) presentes no sistema elétrico brasileiro e características particulares dessas topologias serão destacadas.

1.4 ESTRUTURA DO TEXTO

No Capítulo 1 é apresentada uma breve introdução sobre o tema, os objetivos do projeto de doutorado e um resumo dos capítulos da tese.

No Capítulo 2 é feita uma revisão bibliográfica sobre impedância de torre, incluindo uma descrição sobre descargas atmosféricas, os problemas causados pelas descargas em sistemas de potência, os fenômenos de *flashover* e *backflashover* e impedância de surto da torre e os fatores que influenciam em seu cálculo, tais como: a resistência de aterramento da torre, a geometria da torre e a posição dos cabos coaxiais conectados no topo da torre para aplicação da corrente impulsiva usada como padrão para medição da impedância de surto.

No Capítulo 3 são apresentados alguns modelos de torres de transmissão propostos por diversos pesquisadores, assim como os fatores que influenciam no cálculo da impedância de surto da torre e a determinação das sobretensões causadas no sistema. Neste capítulo também se faz uma pequena descrição do modelo proposto.

No Capítulo 4 é apresentada a metodologia para representar as impedâncias/admitâncias de torres de transmissão convencionais e gigantes considerando as diversas geometrias, o asistema de aterramento e diversas resistividades do solo. As impedâncias/admitâncias são calculadas pelo Método dos Momentos (MoM) implementado no software FEKO® diretamente no domínio da frequência. Em seguida, utilizando a técnica do *Vector Fitting*, circuitos elétricos discretos equivalentes são obtidos para cada configuração de torre. Assim, as tensões são calculadas para uma descarga atmosférica incidente no topo dessas torres de transmissão.

No Capítulo 5, apresentam-se as conclusões deste trabalho e as sugestões para trabalhos futuros.

No Apêndice I, os trabalhos desenvolvidos durante o doutoramento sobre o tema e os artigos publicados/submetidos às principais revistas científicas são apresentados.

No Apêndice II, os equacionamentos da impedância de surto de torres de transmissão, representadas por sólidos geométricos simples, são descritos.

No Apêndice III, os equacionamentos para determinar os polos e os resíduos reais e complexos dos circuitos RL e RL(C//R) em série usando a técnica do *Vector Fitting* são descritos.

No apêndice IV, apresenta-se brevemente o Método dos Momentos (MoM) e a validação do FEKO são apresentados.

2 DESCARGAS ATMOSFÉRICAS EM TORRES DE TRANSMISSÃO

A previsão de descargas atmosféricas é muito importante durante o projeto de sistemas de potência, especialmente quando se refere às torres das linhas de transmissão. Em particular, a impedância de surto da torre é um importante fator nas análises de descargas atmosféricas incidentes sobre a torre de transmissão. A seguir serão discutidos brevemente o mecanismo de formação das descargas atmosféricas, os fenômenos *flashover* e *backflashover*, modelos de linhas de transmissão e a impedância de surto da torre juntamente com uma revisão bibliográfica sobre esse tema.

2.1 DESCARGAS ATMOSFÉRICAS

A descarga atmosférica é um fenômeno físico que ocorre quando as nuvens adquirem carga elétrica positiva e/ou negativa, tornando-se polarizadas, de tal forma que um campo elétrico de considerável força é gerado internamente entre a nuvem e as massas adjacentes tais como o solo e outras nuvens (GREENWOOD, 1991). Quando a intensidade desses campos se torna excessiva, para suportar a rigidez dielétrica do ar, o meio dielétrico já não pode suportar o "estresse elétrico", então ocorre uma descarga atmosférica geralmente caracterizada por intensidade elevada de corrente.

As descargas atmosféricas são a principal causa do desligamento das linhas de transmissão e distribuição, sendo classificadas como um evento transiente (GREENWOOD, 1991). Quando uma descarga atmosférica atinge a linha de transmissão, pode-se interpretar esse fenômeno como uma grande fonte de corrente conectada instantaneamente à linha de transmissão e a produção de um transitório. Há casos em que a descarga atmosférica atinge os cabos para-raios ou a estrutura de uma torre de transmissão, causando sobretensões no sistema elétrico.

O estudo das descargas atmosféricas é extremamente importante, uma vez que uma descarga atmosférica pode atingir a mesma estrutura mais de uma vez, podendo causar o desligamento dessa linha, em especial, de linhas de transmissão localizadas em regiões de alta incidência de descargas atmosféricas (UMAN, 1986). Qualquer estrutura pode ser atingida por uma descarga atmosférica, não importando seu tamanho, mas a probabilidade de isso ocorra

aumenta com sua altura (SANABRIA *et al*., 2005). Os para-raios são mecanismos de proteção para evitar que os raios atinjam prédios e casas em áreas cuja incidência de descargas é elevada. O sistema de proteção por para-raios possui três partes: barras metálicas conectadas ao topo ou telhado das construções, cabos condutores que conectam os para-raios à malha de aterramento. Para a proteção em linhas de transmissão, as barras metálicas e os cabos condutores são substituídos por um sistema de cabos para-raios, também denominados de cabos guarda, conectados no topo das torres e ao longo de seu comprimento, interceptando as descargas atmosféricas que atingiriam essas linhas.

Outro dispositivo de proteção utilizado é o para-raios de monóxido de zinco (Z_nO) que é conectado em paralelo com a cadeia de isoladores, sendo a técnica mais atual para se reduzir o número de desligamentos em linhas de transmissão, podendo se constituir em uma alternativa mais econômica e eficiente aos métodos clássicos (BRITTES, 2001). O para-raios Z_nO é um dispositivo de resistência não-linear que possui uma resistência elevada para uma tensão inferior à tensão crítica, atuando como circuito aberto, mas sua resistência cai substancialmente para tensões acima do valor crítico. Quando um raio atinge a linha de transmissão com esse dispositivo, o para-raios drena a corrente para a terra, protegendo a cadeia de isoladores e evitando o desligamento da linha.

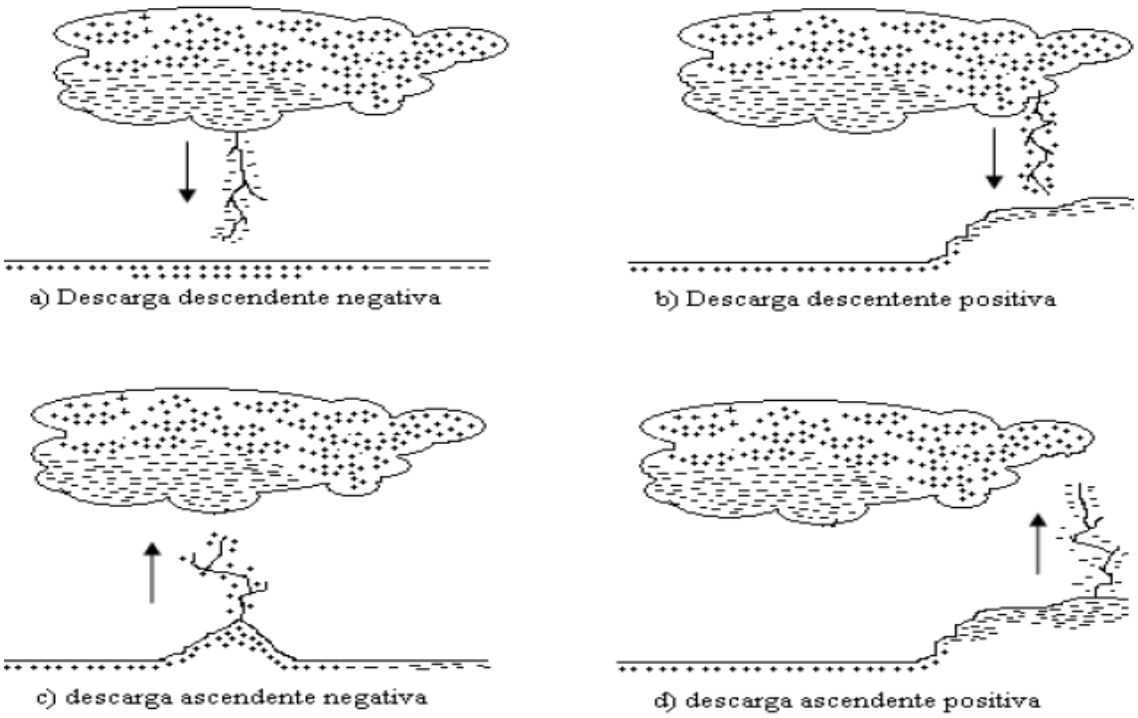
O pico da corrente das descargas atmosféricas medidas no solo varia de 10 kA até 20 kA, mas ocasionalmente pode-se atingir centenas de kiloàmperes (SANABRIA *et al*., 2005; UMAN, 1986). A quantidade de descargas atmosféricas em uma dada área depende de diversos fatores, tais com: (a) o relevo do solo; (b) a proximidade com massas de água e (c) a altura das estruturas. As descargas atmosféricas ocorrem de diversas formas, além de depender do local de onde se originam e como terminam no solo ou em dada estrutura (RAMOS, 2010). A seguir são apresentados os diversos tipos de descargas atmosféricas:

i. Da nuvem para o solo, denominada descarga nuvem-solo;
ii. No interior da nuvem, denominada de descarga intra-nuvem;
iii. Da nuvem a um ponto qualquer na atmosfera, denominada de descarga nuvem-ar;
iv. Descarga entre nuvens.

Segundo Osmar Jr. (PINTO, 2005), as descargas atmosféricas nuvem-solo são denominadas de raios e, devido à sua natureza destrutiva, são as mais estudadas. Essas descargas

são divididas em dois grupos: Descargas nuvem-solo *positiva*, que transferem cargas positivas da nuvem para o solo e a *negativa*, que transferem carga negativa da nuvem para o solo. Essas descargas podem ser classificadas em ascendentes e descendentes, conforme ilustrado na Figura 7.

Figura 7-Tipos de descargas atmosféricas nuvem-solo.



Fonte: Adaptado de Ramos (2010).

As descargas nuvem-solo negativas descendentes ocorrem com maior frequência, cerca de 90% ou mais das descargas. As descargas positivas descendentes correspondem por cerca de 10 % ou menos. No que se referem às descargas ascendentes, elas acontecem em objetos altos ou de moderada altura, principalmente instalados em terrenos elevados ou montanhas (RAKOV, 2003). A seguir serão discutidos os mecanismos do *flashover* e *backflashover* em sistemas de potência.

2.2 BACKFLASHOVERS

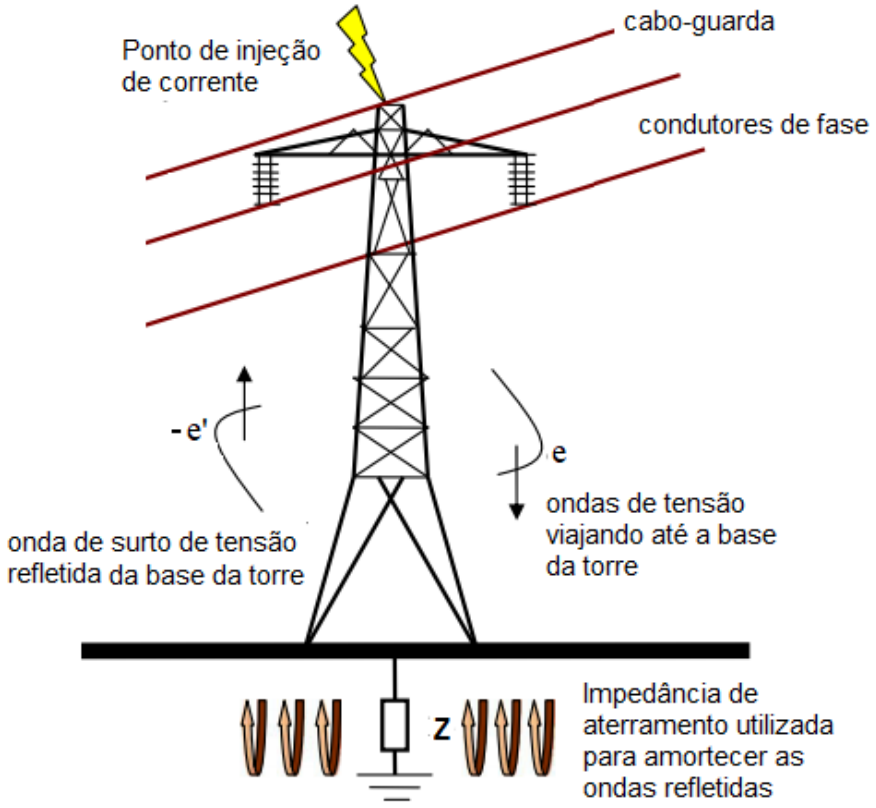
As linhas de transmissão constituem a parte mais extensa de um sistema de transmissão, e portanto mais vulnerável para a indicidência de descargas atmosféricas. Do ponto de vista físico, a descarga atmosférica é o fenômeno natural mais importante na perturbação da condição normal de operação de um sistema elétrico, diminuindo a sua confiabilidade quando ocorrem (MOBARAKEI *et al*., 2012). Nesse contexto, as descargas atmosféricas podem causar os *flahsovers* e *backflashovers* que geram sobretensões nas linhas de transmissão.

Quando uma descarga atmosférica incide *diretamente* sobre uma fase da linha ou devido a uma falha de blindagem, ocorre uma sobretensão ao longo da fase atingida, com a probabilidade de disrupção do dielétrico do ar, o que provoca um arco elétrico sobre a cadeia de isoladores. Esse fenômeno é denominado *flashover*. Quando a descarga incide *indiretamente*, seja sobre os cabos-guarda ou na própria estrutura metálica da torre, há a formação de um arco elétrico que contorna a cadeia de isoladores instalada entre a torre e uma fase da linha, ocasionando sobretensões na linha que podem levá-la ao seu desligamento. Esse fenômeno é conhecido como *backflashover* (RODRIGUES *et al*., 2014; VISACRO, 2005).

O *backflashover* ocorre quando uma descarga atmosférica atinge diretamente os cabos guarda e uma onda de corrente de elevada amplitude é injetada no sistema de transmissão. Parte da corrente de surto se propagará para a torre adjacente através dos cabos guarda, enquanto outra parcela de corrente se propagará pela estrutura da torre em direção a sua base. Uma vez que essa parcela de corrente chega a base da torre, uma parte é absorvida pela impedância do sistema de aterramento enquanto que a outra parte é refletida para o topo da torre. Uma vez sobre torre, essa parcela refletida de corrente provoca tensões com amplitudes negativas que se adicionam com o tensão formada anteriormente. Se a diferença de tensão entre o condutor de fase e a estrutura da torre exceder o limiar *crítico de flashover*- CFO (*Critical Flashover Voltage*), um arco elétrico é produzido sobre a cadeia de isoladores, se originando da torre para os condutores de fase. Esse fenômeno recebe a denominação de *backflashover* devido a direção oposta dos *flashovers* obtidos experimentalmente em laboratórios (HALIN *et al*., 2016). De modo análogo, quando a descarga atmosférica atinge diretamente a torre de transmissão, ondas de tensão viajam entre o topo e a

base da torre, elevando o potencial elétrico da estrutura. Na Figura 8 são mostradas as ondas de tensão viajantes em uma torre de transmissão (AB KADIR; 2010).

Figura 8 - Ilustração das ondas viajantes após uma descarga atmosférica em uma torre de transmissão.

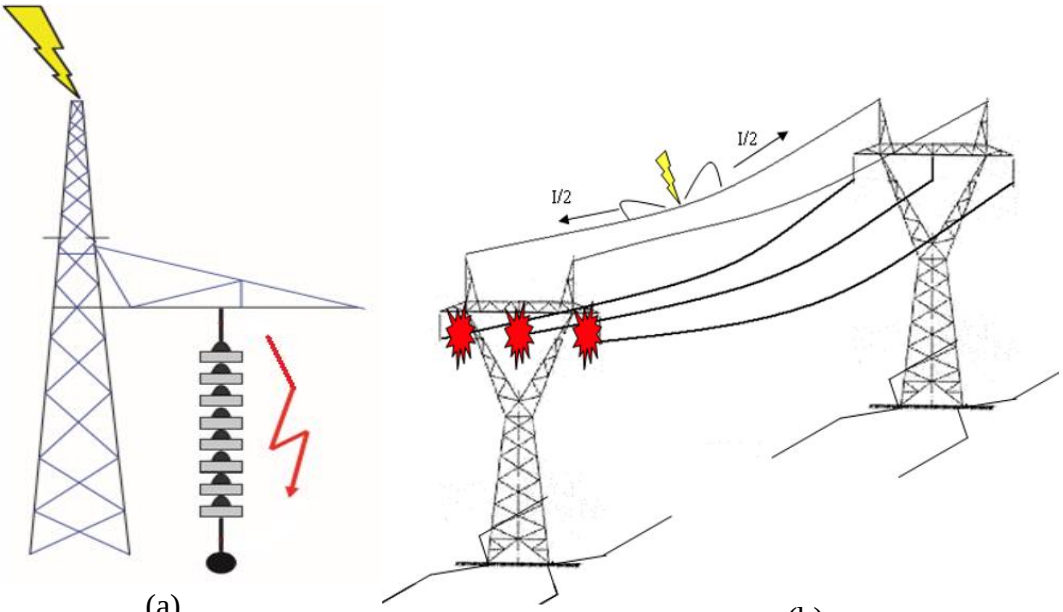


Fonte: Adaptado de Kadir (2010).

Na Figura 8, uma descarga atmosférica atinge o topo de uma torre de transmissão. Uma parcela das ondas de surto de corrente viajam pela estrutura metálica da torre, na qual produz uma tensão induzida de amplitude (**e**). Ao chegar na base da torre, uma parcela do surto é transferida para a impedância de aterramento e a outra é refletida para o topo da torre (**-e'**), sendo que a amplitude da onda refletida é amortecida. A partir desse momento, a tensão induzida na estrutura da torre é dada pela a soma da ondas incidentes com as ondas refletidas. Quanto menor a impedância de aterramento Z, maiores são as amplitudes das ondas refletidas. Na

Figura 9 é mostrada uma descarga atmosférica atingindo torres de transmissão em dois pontos distintos e a geração de um *backflashover* (CUNHA, 2010).

Figura 9 - Ilustração do backflashover em uma torre de transmissão.



(a) (b)

Fonte: Adaptado de Cunha (2010).

Figura 9 são mostrados dois casos em que ocorrem os *backflashovers*. Na Figura 9-(a), a descarga atmosférica atinge o topo da torre, na qual ondas de tensão se propagam e refletem ao longo da estrutura da torre. Há a formação de um arco elétrico sobre a cadeia de isoladores, da estrutura para os condutores de fase, ocasionando um curto-circuito na linha. Na Figura 9-(b), a descarga ocorre no cabo-guarda da torre, sendo que a corrente é dividida aproximadamente em duas partes iguais. Na Figura 10 é mostrado o *backflashover* em torres reais durante uma descarga atmosférica.

Figura 10 - *Backflashovers* em torres de transmissão convencionais.



(a) (b)

Fonte: Adaptados de: (a) INMR Congress (2018) e (b) Research Data Japan (2018).

Na Figura 10-(a) é mostrada uma descarga atmosférica que atingem uma torre de linha trifásica de circuito duplo e a geração de *backflashovers* na cadeia de isoladores em diversas torres subsequentes. Na Figura 10-(b) é mostrado o mesmo fenômeno em uma linha trifásica de circuito duplo no Japão. Análises estatísticas mostram que as descargas atmosféricas causam em torno de 40% a 70% do total de acidentes por *backflashovers* (WU, 2011). As descargas atmosféricas têm se tornado uma das principais causas de faltas nas linhas de transmissão. Em algumas áreas com alta incidência de raios, com solos de alta resistividade e terrenos elevados, as linhas de transmissão são mais vulneráveis de serem atingidas por raios. O Brasil é o país com maior incidência de descargas atmosféricas no mundo, devido à sua grande extensão territorial na zona tropical, com aproximadamente 50 milhões de descargas atmosféricas por ano, segundo os dados de INPE (CARDOSO *et al*., 2014). Assim, os desligamentos causados por descargas

atmosféricas no Brasil recebem grande atenção das concessionárias e distribuidoras de energia. Os principais fatores que influenciam na ocorrência de um *backflashover* são, com relação a estrutura própria da torre: (i) a impedância de surto e (ii) a impedância de aterramento da torre. Em relação a natureza da descarga atmosférica: (i) a amplitude da onda de corrente injetada no topo da torre e o (ii) tempo de frente desta onda (VISACRO, 2005).

Há diferentes modos para reduzir o número de *backflashovers* nas linhas de transmissão entre os quais: a elevação da tensão crítica de ruptura dos isoladores, a diminuição da impedância de aterramento das torres, a instalação de cabos-guarda para linhas desprotegidas e a instalação de para-raios de monóxido de zinco (Z_nO) ao longo da cadeia de isoladores. Nesse contexto, a impedância de aterramento recebe muita atenção dos projetistas e engenheiros eletricistas durante o projeto da torre de transmissão. O coeficiente de reflexão da onda depende da impedância de aterramento e quanto menor seu valor, menor será a amplitude da onda refletida sobre a torre (VISACRO, 2005). Na próxima seção é apresentada uma breve descrição sobre os modelos de linhas de transmissão em sistemas de potência.

2.3 MODELOS DE LINHAS DE TRANSMISSÃO

Os modelos de linhas de transmissão, tanto para as linhas aéreas como subterrâneas, desempenham um papel fundamental para as simulações dos transitórios eletromagnéticos em sistemas de potência. A precisão na representação das linhas de transmissão por esses modelos é fundamental na análise transitória, principalmente em fenômenos como descargas atmosféricas e chaveamento de fontes impulsivas.

Na maioria dos programas de análises em transitórios eletromagnéticos, tais como PSCAD®, ATP® ou EMTP®, as linhas de transmissão são representadas por um quadripolo. Esse quadripolo é “visto” apenas como uma "caixa-preta", na qual têm-se apenas as correntes e tensões nos terminais emissor e receptor, sendo relacionadas por equações matriciais desenvolvidas para cada topologia de quadripolo e representação da linha de transmissão. Para linhas de transmissão descritas no domínio do tempo, técnicas matemáticas são usadas para incluir o efeito da frequência nos parâmetros da linha. Por exemplo, as equações da linha são

descritas por equações hiperbólicas no domínio da frequência e são convertidas, usando transformada inversa de Laplace, em equações com integrais de convolução resolvidas por métodos numéricos.

Os condutores das linhas de transmissão são mantidos pelas torres de transmissão que distam entre centenas de metros até alguns quilômetros. Nos modelos clássicos de sistemas de potência, geralmente, as torres de transmissão não são incluídas nas análises transitórias. Assim as linhas são mantidas sobre o solo "virtualmente" nos programas de análises de transitórios eletromagnéticos. Entretanto as torres das linhas de transmissão também afetam as simulações e devem ser levadas em consideração dependendo dos fenômenos aos quais as linhas de transmissão são submetidas.

As torres de transmissão são estruturas metálicas conectadas ao solo que sustentam os cabos condutores das fases em seus 'braços', por meio da cadeia de isoladores, e os cabos de guarda que são conectados diretamente no topo da sua estrutura. No Brasil, as torres metálicas treliçadas são mais usuais para a sustentação dos condutores para linhas de média e alta tensão, pois permitem, em um espaço limitado, obter uma estrutura alta, esbelta, mais leve e versátil. Na próxima seção apresentam-se uma descrição sobre o cálculo da impedância de torre e uma revisão da literatura sobre sua modelagem.

2.4 IMPEDÂNCIA DA TORRE DE TRANSMISSÃO

A impedância de surto da torre é um importante parâmetro para os estudos das descargas atmosféricas que atingem a torre e para a coordenação de isolamento na linha de transmissão.

A impedância de surto da torre tem um efeito similar ao da resistência elétrica em circuitos de corrente contínua. Assim uma elevada impedância de surto implica em uma elevada tensão elétrica entre os terminais da torre (entre o topo e a base) determinada pela lei de Ohm. Quando as linhas de transmissão são projetadas para um dado sistema elétrico, os engenheiros e projetistas precisam calcular a impedância de surto da torre a fim de estimar as sobretensões provocadas no topo da torre quando atingida por uma descarga atmosférica. Dependendo da sobretensão gerada na estrutura da torre, ocorrerá a formação de um *backflashover*. Essas ondas de sobretensão viajam até as subestações e podem danificar diversos equipamentos, tais como os

transformadores, e podem causar desligamentos no sistema elétrico. Diversos estudos sobre surtos em linhas de transmissão têm sido realizados para avaliar as medidas de proteção contra descargas atmosféricas e estimar a taxa de desligamentos provocados por esse fenômeno (YUSUF; ISLAM; AHMAD, 2014). Uma vez explicada a importância da impedância de surto da torre, diversos autores usam os seguintes métodos para estimá-la:

i. Modelos baseados em geometria simplificada;

ii. Medições em escalas reduzidas;

iii. Medições em torres reais;

iv. Métodos numéricos.

Os modelos baseados em geometria simplificada consistem na representação da torre de transmissão por sólidos simples, tais como cilindros, cones ou uma combinação desses sólidos (CAO, 2013; SARGEND, 1969). Nesse método, o formato da estrutura da torre se aproxima a um sólido simples e as equações do eletromagnetismo são aplicadas para calcular a tensão no topo da torre e a corrente que flui em sua estrutura. Assim a impedância de surto da torre é obtida pela razão entre a tensão e a corrente previamente obtidas. Os estudos teóricos baseados na teoria de campos eletromagnéticos são úteis para compreender o fenômeno qualitativamente, porém as análises são limitadas aos sólidos simples citados anteriormente. Embora as fórmulas para o cálculo da impedância de surto da torre sejam atrativas e simples, o problema consiste em como representar adequadamente a estrutura da torre de transmissão por cilindros ou cones e quais são o raio da base e a altura equivalente que devem ser adotados, para o cálculo correto. Adicionalmente, os braços da torre são desconsiderados por essas equações, o que ocasiona a erros.

Os resultados obtidos com o método geométrico mostraram que a torre de transmissão pode ser representada por uma linha de transmissão, caracterizada por uma impedância de surto e velocidade de propagação conhecidos. Usando teoria de campo eletromagnético, a impedância de surto da torre é calculada, uma vez que a estrutura metálica é conhecida e representada

adequadamente por sólidos geométricos simples. Algumas hipóteses são consideradas para o cálculo da impedância de surto:

a) O solo e a torre apresentam condutividade infinita;

b) O efeito Corona é desconsiderado;

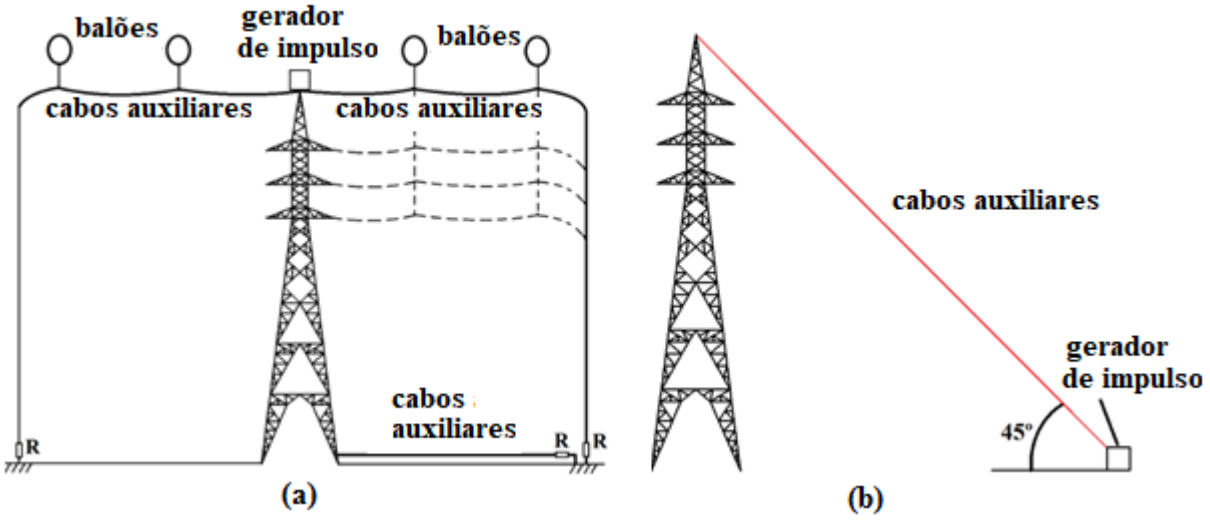
c) A velocidade de propagação na torre é considerada igual à velocidade da luz;

d) As correntes injetadas no topo da torre mantêm seu formado.

Métodos baseados em medições em escala reduzida são mais econômicos do que os métodos em torres em tamanho real, além de serem mais flexíveis e de fácil implementação, considerando os diversos tipos de montagem que são utilizados para as medições da impedância de surto (ISHII *et al*., 1991). Modelos em escala reduzida foram usados por Chisholm (CHISHOLM *et al*., 1983) para calcular a impedância de surto da torre. Chisholm empregou o método da reflexão, também denominado de método indireto, no domínio do tempo para mensurar a impedância de surto das torres. Essas medições foram realizadas usando cabos horizontais e verticais que injetavam correntes no topo da torre. A velocidade de propagação medida na torre é igual à velocidade da luz. Wahab (WAHAB, 1987) empregaram o método direto para medir a impedância de surto considerando a inclinação do cabo para injeção de correntes no topo da torre. A velocidade de propagação medida foi de 80 a 90 % da velocidade da luz. Essas medições mostraram que a impedância de surto da torre é fortemente influenciada pelo ângulo da injeção de corrente. Simulações conduzidas em estruturas de escala reduzida são dificilmente empregadas para cálculos práticos em linhas de transmissão, mas essa aproximação é útil para compreender o comportamento das descargas e os efeitos eletromagnéticos no regime transitório de um sistema tridimensional atingido por uma descarga atmosférica. Outro fato a ser destacado é a precisão na medição, especialmente quando se utiliza o método de medição direto, uma vez que o tamanho e geometria dos equipamentos de medição são relativamente grandes quando comparados com o sistema como um todo (PINTO *et al*., 2014).

As medições em torres em reais são realizadas por dois métodos: direto e indireto. Na Figura 11 são mostradas as montagens necessárias para medir a impedância de surto da torre utilizando os métodos direto e indireto respectivamente.

Figura 11 - Montagem para os métodos: (a) direto e (b) indireto.



Fonte: Adaptado de Mota (2016).

Na Figura 11-(a) o gerador de impulso é instalado no topo da torre de transmissão, e os cabos que injetam a corrente impulsiva são suspensos por balões. Pesquisadores observaram que o ângulo de injeção da corrente influencia na medição da impedância de surto da torre (BABA, 1999; MOTOYAMA *et al*., 2009; YAMADA *et al*., 1995). A onda da corrente é geralmente na forma de um degrau ou dupla exponencial. As tensões nos isoladores, nos braços e na base da torre são medidas por transdutores ópticos ou equipamentos conectados no topo da torre com cabos auxiliares suspendidos por balões (YAMADA *et al*., 1995). Nesse caso, os cabos suspendidos e paralelos em relação ao solo minimizam o efeito indutivo que infere na acurácia das medições. Essas medições são uma simples forma de determinar a tensão de ruptura da linha de transmissão contra as descargas atmosféricas (MOTA, 2016). No método indireto, também denominado de método das reflexões, um cabo auxiliar conecta diagonalmente o topo da torre ao gerador de impulso localizado no solo. Usando as reflexões de corrente e tensão que viajam pelo

cabo auxiliar e conhecendo a impedância característica do cabo é possível determinar a impedância de surto da torre (BREUER *et al*., 1957; CHISHOLM *et al*., 1985).

Medições feitas com descargas elétricas reais ou induzidas por foguetes em torres de linhas de transmissão foram realizadas por Matsumoto, Shinjo*l* e Motoyoma (MATSUMOTO *et al*., 1996; SHINJO; MATSUMOTO; SAKUMA, 1997). Todos estimaram a impedância de surto da torre baseados nessas medições e propuseram um modelo de torre baseado nos modelos disponíveis do EMTP. Os resultados mostraram que a impedância de surto e as sobretensões de surto dependem da direção que a descarga atinge a torre.

Métodos numéricos também são aplicados para o cálculo da impedância de surto de torres e têm sido amplamente usados nas últimas décadas. Almeida (ALMEIDA, 1994) usaram o Método dos Elementos Finitos (FEM), na qual uma torre de transmissão de 500 kV é representada por uma linha de transmissão não-uniforme sem perdas. Os resultados foram comparados com os obtidos experimentalmente por Ishii em 1991 (ISHII *et al*., 1991). Em seguida Baba (BABA, 2000) analisaram uma torre de transmissão em escala reduzida usando o Método dos Momentos (MoM) para resolver diretamente as equações de campo elétrico, com a inclusão das treliças e dos braços de torre. Os autores investigaram, com mesmo método, os surtos devido às descargas atmosféricas na qual a torre, a linha de transmissão e os cabos-guarda são considerados. Noda (NODA, 2008) apresenta simulações numéricas obtidas pelo método das Diferenças Finitas no Domínio do Tempo (FDTD), no qual levam em conta as equações de Maxwell em três dimensões para obter a resposta a um degrau de tensão em uma torre de transmissão de 500 kV, na qual a resistividade do solo e os detalhes na estrutura da torre são computados. Kroetz *et al* (KROETZ, 2016) usaram o método FDTD para estudar o efeito das sobretensões ocasionadas por descargas atmosféricas em torres de 500 kV circuito duplo, para diveras alturas de uma torre e amplitudes da onda impulsiva de tensão.

2.5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo foram discutidos brevemente as descargas atmosféricas e os mecanismos do *flashover* e *backflashover*. Nesse contexto, as sobretensões causadas por descargas atmosféricas são um dos principais fatores de desligamentos em linhas, especialmente no Brasil, recebendo grande atenção das concessionárias de energia. Uma revisão da literatura sobre os principais métodos experimentais e numéricos é apresentada. Assim, um vasto número de métodos experimentais e de méodos numéricos são empregados para estimar a impedância de torres de transmissão, de tamanho convernicional, mostrando a relevância do tema para o cálculo da tensão induzidas em torres de tranmissão. No Capítulo 3, vários modelos de torres desenvolvidos e os fatores que influenciam o cálculo da impedância da torre de transmissão são apresentados.

3 MODELAGEM DA TORRE DE TRANSMISSÃO

O comportamento elétrico de uma torre de transmissão frente a uma descarga atmosférica depende de diversos fatores, tais como: a geometria da torre, a impedância de surto da torre, a impedância de aterramento e a forma de onda da corrente injetada no seu topo. Nesse contexto, a impedância de surto desempenha um papel fundamental na determinação do potencial elétrico na torre, especialmente quando há possibilidade de ocorrer *backflashovers* sobre as cadeias de isoladores, o que pode provocar o desligamento da linha de transmissão no sistema elétrico. Neste capítulo serão estudados os modelos de torres de transmissão propostos por diversos pesquisadores, apresentando uma revisão bibliográfica do assunto, assim como os fatores que influenciam no cálculo da impedância de surto da torre e a determinação das sobretensões causadas no sistema.

3.1 MODELOS DE TORRES DE TRANSMISSÃO

Diversos modelos foram desenvolvidos para representar uma torre de transmissão convencional e calcular sua impedância de surto desde 1960 por diversos pesquisadores. Alguns desses modelos são empregados em softwares de análise em transitórios eletromagnéticos, tais como EMTP/ATP ou PSCAD. Esse modelos consistem na representação da torre de tranmissão convencional por linhas curtas de transmissão em série com blocos de circuitos R-L discretos. Em seguida, as tensões induzidas provocadas por descargas atmosféricas são calculadas numericamente. Entretanto, torres gigantes não foram modeladas na literatura e as tensões induzidas na estrutura do torre são um desafio. Os modelos desenvolvidos para representação de torres de transmissão convencionais e seus parâmetros, são classificados como:

i. Modelos aproximados por geometria simples;
ii. Modelos compostos por multicondutores;
iii. Modelos de torre "multi-andares";
iv. Modelos de torres dependentes da frequência.

Nas próximas seções, cada modelo é descrito juntamente com os resultados obtidos pelos pesquisadores que os implementaram.

3.1.1 Modelos aproximados por geometria simples

Os primeiros modelos de torres de transmissão foram desenvolvidos baseados na teoria de campo eletromagnético, e a torre é aproximada por meio de formas geométricas simples, tais como cilindros e cones. Nessas aproximações, considera-se uma injeção vertical ou horizontal de corrente no topo da torre e a torre está em um solo perfeitamente condutor. Nesse contexto, o primeiro trabalho a apresentar a impedância de surto de um condutor cilíndrico vertical foi proposto por Jordan (JORDAN, 1934). Nesse trabalho o autor utilizou uma aproximação quase-estática para o cálculo da impedância de surto, obtendo a equação (1)(JORDAN, 1934):

$$Z_J = 60\,ln\left(\frac{h}{r}\right) + 90\frac{r}{h} - 60 \qquad (1)$$

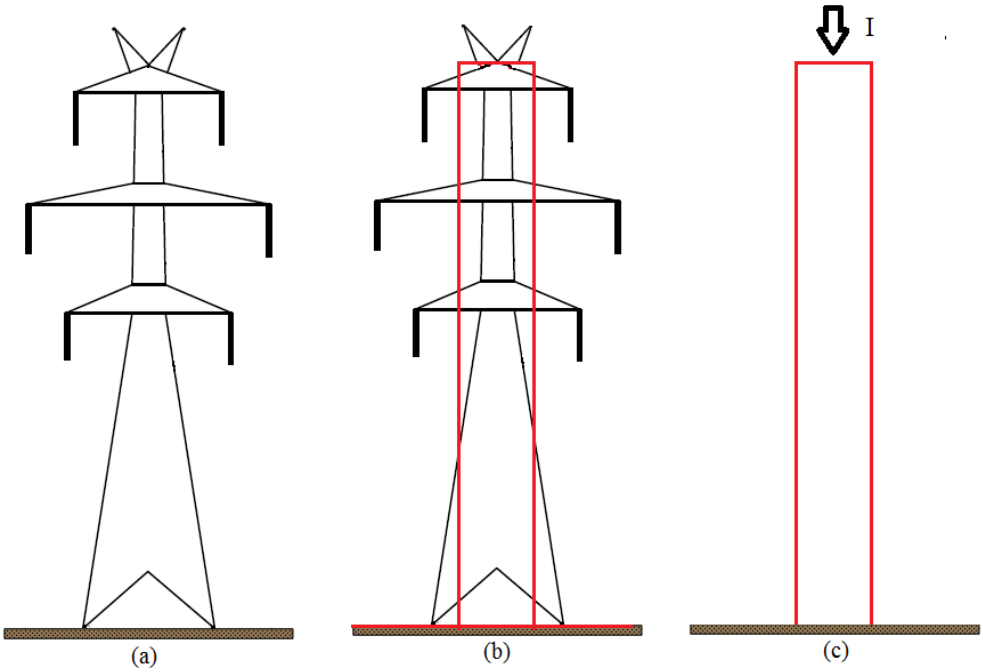
Na equação (1), Z_J é a impedância de surto obtida por Jordan, *h* é a altura do condutor cilíndrico e *r* é o raio equivalente da base. A equação (1) permaneceu como a principal referência para estimar a impedância de surto para torres atingidas por descargas atmosféricas até a proposição de novas equações na década de 1960 com os trabalhos de Wagner e Hileman (WAGNER, 1959) e de Sargend e Darveniza (SARGEND, 1969). Mais tarde descobriu-se que a equação de Jordan continha um erro e o primeiro trabalho que apresentou uma correção foi proposto por Takahashi (TAKAHASHI, 1994). O erro cometido por Jordan está no sentido da corrente no condutor imagem vertical, adotado no sentido contrário ao sentido real. Assim a contribuição do vetor potencial magnético é subtrativa e não aditiva, como deveria ser, e a equação (1) estava subestimada. Os autores Conti (CONTI *et al*., 2006) e Goni (GONI, 2009) apresentam a equação de Jordan corrigida (Z_C), dada pela equação (2):

$$Z_c = 60\,ln\left(\frac{4h}{r}\right) - 60 \qquad (2)$$

A equação (2) é a mesma obtida por Takahashi (TAKAHASHI, 1994). Na década de 1960, Wagner e Hileman representaram uma torre de transmissão pelo modelo cilíndrico e concluíram que a impedância de surto da torre varia quando a ondas viajantes percorrem a torre em direção ao solo (WAGNER, 1959). Sargend e Darveniza representaram a torre de transmissão por um cone de mesma altura e sugeriram uma alteração no modelo cilíndrico. Chisholm *et al* (CHISHOLM *et al*., 1983) propôs uma equação modificada para os modelos cilíndrico e cônico, desta vez com uma injeção de corrente horizontal e recomendam um modelo para torres de transmissão estreita, sendo esse modelo também recomendado por CIGRE (CIGRE, 1991). Embora a velocidade de propagação ao longo da torre possa ser estabelecida como a velocidade da luz, os múltiplos caminhos da estrutura de treliças e os braços de torre inserem atrasos; como consequência, o tempo para ondas de tensão e corrente refletirem do solo ao topo da torre é maior do que o tempo de viagem esperado (dado pela altura da torre dividido pela velocidade da luz).

Sargend e Darveniza (SARGEND, 1969) representaram uma torre de transmissão de 220 kV por um cilindro equivalente para calcular a impedância de surto da torre considerando uma onda de corrente constante, injetada verticalmente no topo do condutor e distribuída ao longo do condutor conforme mostrado na Figura 12.

Figura 12 - (a) Silhueta de uma torre de 220 kV. (b) Aproximação cilíndrica. (c) cilindro com injeção vertical de corrente.



Fonte: Autoria própria.

Na Figura 12-(a) é mostrada a silhueta típica de uma torre de transmissão de 220 kV, enquanto que na Figura 12-(b) é mostrada a aproximação da torre de transmissão por um cilindro (em vermelho), proposto por Sargent e Darveniza. Na Figura 12-(c), uma corrente é aplicada verticalmente no topo do cilindro. A impedância de surto calculada para o condutor cilíndrico é dada por (SARGEND, 1969).

$$Z_T = 60\,ln\left[\sqrt{2}\left(\frac{ct}{r}\right)\right] \qquad (3)$$

Na equação (3), *c* é a velocidade da luz, *t* é o tempo genérico e *r* é o raio da base do cilindro que representa a torre de transmissão. Para uma onda de corrente constante injetada no topo do cilindro, o máximo potencial elétrico ocorre no tempo $t^* = 2h/c$, onde *h* é a altura do cilindro equivalente. O tempo t* é denominado de tempo de viagem. O tempo de viagem t*

corresponde ao tempo em que a onda de tensão leva para se deslocar do topo a base e retornar ao topo da torre. Nesse intervalo de tempo, a onda de tensão percorre uma distância de *2h* e com base nesse resultado, Sargend e Darveniza (SARGEND, 1969) calcularam a impedância de surto nesse instante, conforme a equação (3) (SARGEND, 1969):

$$Z_T = 60\, ln\left[\sqrt{2}\left(\frac{2h}{r}\right)\right] \tag{4}$$

Quando a injeção de corrente do tipo rampa é aplicada e a torre de transmissão é representada por um cilindro, a impedância de surto da torre é calculada pela equação (5) (SARGEND, 1969):

$$Z_T = 60\left[ln\left(\frac{\sqrt{2}ct}{r}\right) - 1 + \frac{r}{2ct} + \left(\frac{r}{2ct}\right)^2\right] \tag{5}$$

Considerando o produto *ct* >> *r*, a equação (5) é reescrita como (SARGEND, 1969):

$$Z_T = 60\left[ln\left(\frac{\sqrt{2}ct}{r}\right) - 1\right] \tag{6}$$

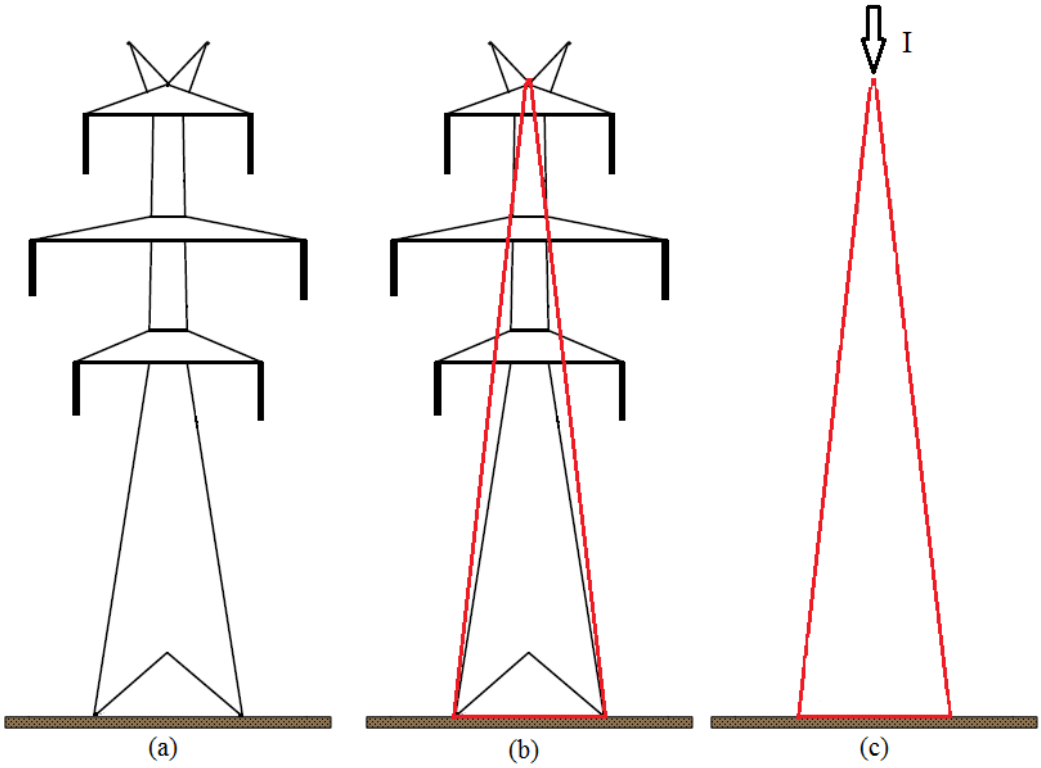
Se *t*=2h/c*, substituindo na equação (6), obtém-se (SARGEND, 1969):

$$Z_T = 60\left[ln\left(\sqrt{2}\,\frac{2h}{r}\right) - 1\right] \tag{7}$$

A equação (7) é similar a equacao (3) para corrente constante, exceto por um termo de correção -60. Uma alternativa para representar torres de transmissão com treliças é a

representação cônica. A simplificação de uma geometria da torre por um cone é uma aproximação realística conforme mostrada na Figura 13, onde as aproximações cônicas e cilíndricas empregadas em uma torre de transmissão genérica.

Figura 13 - (a) Torre de 220 kV. (b) Aproximação cônica. (c) Injeção vertical de corrente.



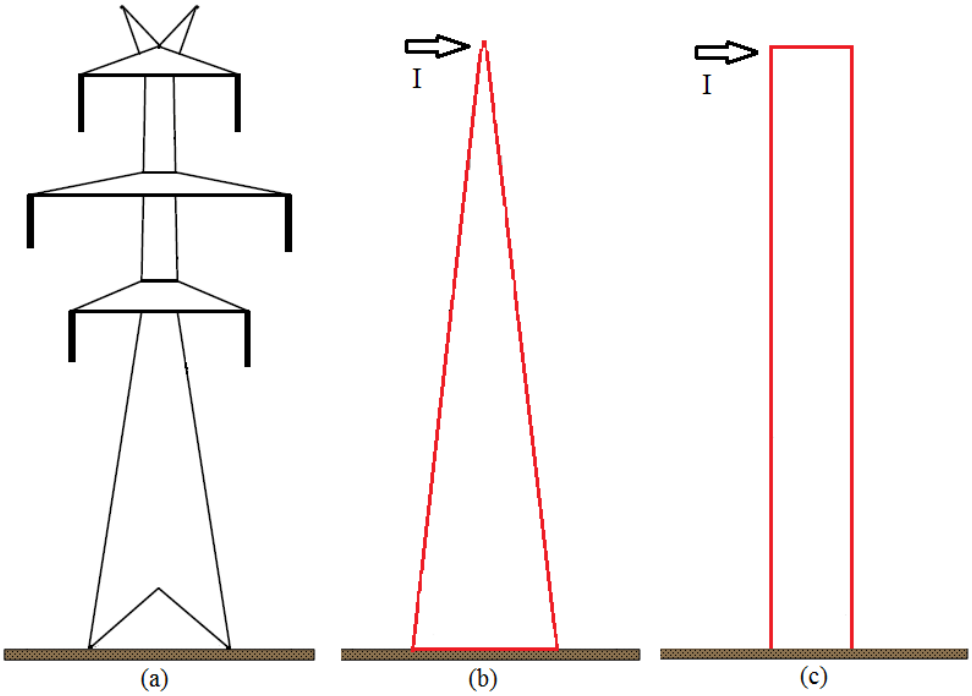
Fonte: Autoria própria.

Na Figura 13-(b) é mostrada a silhueta da torre de 220 kV, porém com uma aproximação cônica (em vermelho). Na Figura 13-(c) é mostrada a injeção de corrente constante I verticalmente no topo do cone. No apêndice II é apresentado o cálculo da impedância de surto da torre considerando uma aproximação cônica. A impedância de surto para o cone da Figura 13-(c), usando os conceitos da teoria de campo eletromagnético, é dada pela equação (8) (SARGEND, 1969):

$$Z_T = 60\,ln\left(\sqrt{2}\,\frac{\sqrt{r^2+h^2}}{r}\right) \quad (8)$$

Na equação (8), *r* e *h* são o raio da base e a altura do cone respectivamente. Essa equação indica que a impedância de surto da torre é constante e independente do tempo. Além disso, como a impedância é independente do tempo, a resposta de surto é inalterada para qualquer forma de corrente injetada no topo da torre. Chisholm apresenta algumas equações para o cálculo da impedância de surto da torre considerando-a aproximada por uma geometria cônica e cilíndrica e com a onda de corrente injetada horizontalmente, conforme mostrado na Figura 14 (CHISHOLM *et al*, 1985).

Figura 14 - (a) Torre de 220 kV e as aproximações cônica (b) e cilíndrica (c) com a onda de corrente injetada horizontalmente.



Fonte: Autoria própria.

A impedância de surto da torre de transmissão aproximada pela forma cônica com uma injeção horizontal de corrente é dada pela equação (9) (CHISHOLM, 1985):

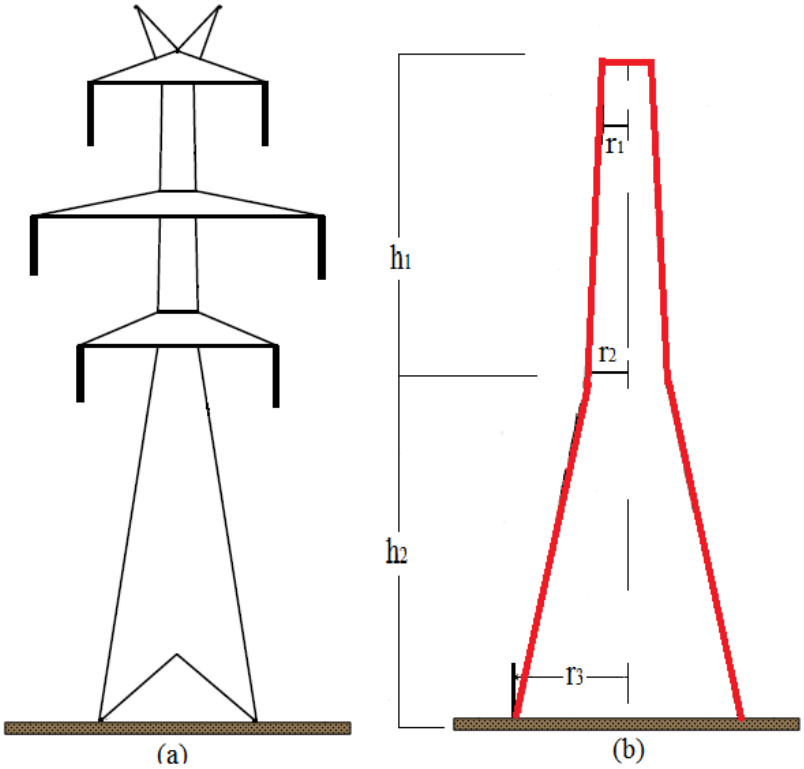
$$Z_T = 60 ln\left(\cot\left(\frac{1}{2} \tan^{-1}\left(\frac{r}{h} \right) \right) \right) \quad (9)$$

Para a torre de transmissão representada pela forma cilíndrica e onda de corrente injetada horizontalmente, a impedância de surto da torre é dada pela equação (10) (CHISHOLM *et al*, 1985):

$$Z_T = 60 ln\left(\cot\left(\frac{1}{2} \tan^{-1}\left(\frac{r}{h} \right) \right) \right) - 60 \quad (10)$$

Chisholm sugere outra representação da torre de transmissão baseada por troncos de cones e injeção de corrente horizontal, conforme mostra a Figura 15.

Figura 15 - (a)Torre de 220 kV. (b) Representação da torre de transmissão por cones truncados.



Fonte: Adaptado de Chisholm (1985).

Na Figura 15-(a) é mostrada a silhueta típica de uma torre de transmissão e na Figura 15-(b) é mostrada a representação por troncos de cones sobrepostos. A impedância de surto para uma torre representada por troncos de cones é dada pela equação (11) (CHISHOLM *et al*., 1985):

$$Z_T = 60\, ln\left(\cot\left(\frac{1}{2} \tan^{-1} T \right) \right) \tag{11}$$

Na equação (11), o termo *T* é dado pela equação (12) (CHISHOLM *et al*., 1985):

$$T = \frac{r_1 h_2 + r_2 (h_1 + h_2) + r_3 h_1}{(h_1 + h_2)^2} \tag{12}$$

Na equação (12), os termos h_1 e h_2 são a altura da base até o meio da torre e a altura do meio até o topo da torre, respectivamente. Os termos r_1, r_2 e r_3 são os raios do topo, do meio ou 'cintura' e da base da torre respectivamente.

Diversas equações para o cálculo da impedância de torre de transmissão representadas por geometrias simples foram propostas por diversos pesquisadores. As equações para o cálculo da impedância de surto da torre mostram a dependencia da geometria (formato do sólido) e do sentido (vertical ou horizontal) em que a corrente é aplicada no topo da torre. A diversidade de equações mostram a importância que os pesquisadores têm dedicado ao tema, em busca de uma representação geométrica mais adequada para cada tipo de torre. A seguir, será apresentado o modelo de torre composto por linhas de transmissão verticais sem perdas.

3.1.2 Modelos compostos por multicondutores

Os modelos compostos por multicondutores são compostos por diversas linhas curtas sem perdas que representam os elementos verticais, barras inclinadas e os braços de torre. Nessa representação, a torre de transmissão é seccionada em 4 seções. A exata impedância de cada parte da torre é dada em função de suas dimensões e geometrias, na qual são baseadas em uma série de

experimentos em modelos de escalas reduzidas independentes. Hara e Yamamoto (HARA, 1996a) obtiveram computacionalmente as formas de onda para as tensões nos braços da torre para uma torre de circuito duplo independente e essas estão de acordo com as formas de ondas obtidas em seus experimentos.

Hara e Yamamoto (HARA, 1996a) propuseram uma fórmula empírica para a impedância de surto de um cilindro vertical simples e estenderam esse conceito para um sistema multicodutor. Primeiramente, a impedância de surto foi medida para um condutor de aço cilíndrico de 15 m de comprimento e 51 mm de diâmetro. Uma onda de corrente do tipo degrau, com tempo de subida de 10 nanosegundos, é aplicada no topo do condutor e as formas de onda da corrente e tensão refletidas no topo do condutor são medidas. Nesse experimento, a velocidade de propagação das ondas medida é exatamente a velocidade da luz. A impedância de surto da torre foi obtida pela razão entre o valor de pico da tensão e o valor de pico da corrente. O experimento foi repetido para cilindros de diversas alturas e a impedância de surto foi medida pelo mesmo procedimento. A partir dos resultados coletados, os autores propuseram uma fórmula empírica para impedância de surto de um condutor vertical, expressa pela equação (13) (HARA, 1996b).

$$Z_T = 60\left[ln\left(\frac{2\sqrt{2}h}{r} \right) - 2 \right] \tag{13}$$

Na equação (13), *h* e *r* são a altura e o raio do condutor cilíndrico respectivamente. Para um sistema de multicondutores constituídos por *n* condutores paralelos, a impedância de surto total é dada por pela equação (14) (HARA, 1996a):

$$Z_T = \frac{1}{n}\left(Z_{T,11} + Z_{T,12} + ... + Z_{T,1n} \right) \tag{14}$$

Na equação (14), *n* representa o número de condutores e $Z_{T,kk}$ e $Z_{T,km}$ são a impedância de surto própria do *k*-ésimo cilindro e a impedância de surto mútuo entre o *k*-ésimo e o *m*-ésimo

cilindro respectivamente. Assumindo que a fórmula empírica é ainda válida, $Z_{T,kk}$ e $Z_{T,km}$ expressos pelas equações (15) e (16) (HARA, 1996a):

$$Z_{T,kk} = 60\left[ln\left(\frac{2\sqrt{2}h}{r} \right) - 2 \right] \tag{15}$$

$$Z_{T,km} = 60\left[ln\left(\frac{2\sqrt{2}h}{R_{km}} \right) - 2 \right] \tag{16}$$

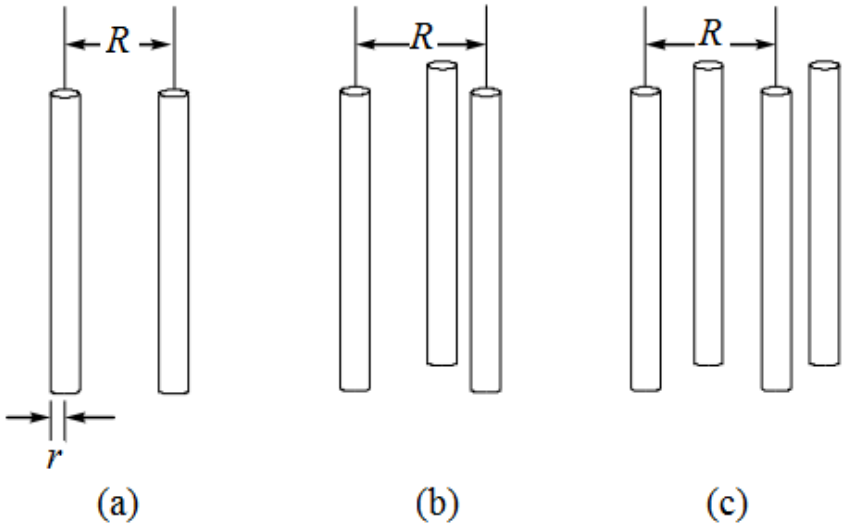
Nas equações (15) e (16), h é a altura do condutor, r é o raio do cilindro e R_{kl} é a distância entre k-ésimo e o m-ésimo cilindro. A impedância de surto para um sistema multicondutor de n - condutores, conforme mostrado na Figura 16 é dado pela equação (17) (HARA, 1996a):

$$Z_{T,n} = 60\left[ln\left(\frac{2\sqrt{2}h}{r_e} \right) - 2 \right] \tag{17}$$

Na equação (17), r_e é o raio equivalente do sistema multicondutor e é dado pela equação (18) (HARA, 1996a):

$$r_e = \begin{cases} r^{1/2}R^{1/2} & (n=2) \\ r^{1/3}R^{2/3} & (n=3) \\ 2^{1/8}r^{1/4}R^{3/4} & (n=4) \end{cases} \tag{18}$$

Figura 16-Sistemas de *n* condutores. (a) *n* = 2, (b) *n* = 3 e (c) *n* = 4.

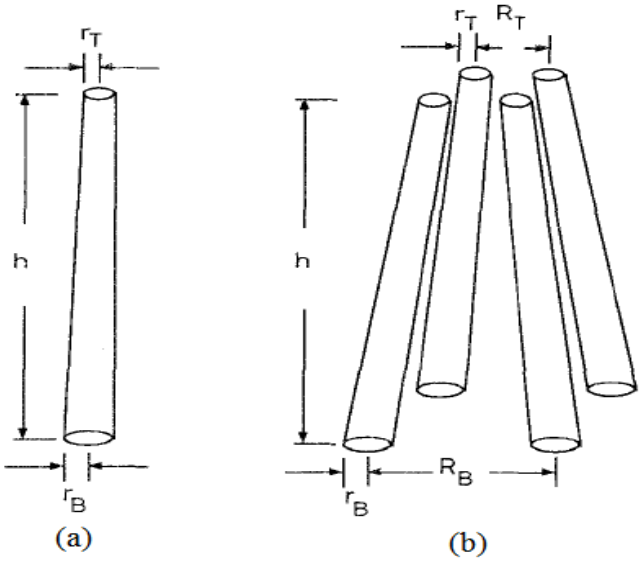


Fonte: Adaptado Hara e Yamamoto (1996)..

Na, R e r são as distâncias entre os condutores adjacentes e o raio do próprio condutor respectivamente. Os condutores podem apresentar geometria diferentes, com distintas medidas para os raios da base e do topo, assim como suas distâncias, conforme é mostrado na Figura 17.

Na Figura 17-(a), é mostrado o arranjo de um único condutor e na Figura 17-(b) o arranjo de 4 condutores. Os termos h, r_T e r_B representam a altura, o raio do topo e o raio da base dos condutores. Os termos R_B e R_T representam a distância entre os condutores da base e topo respectivamente. Quando o sistema de multicondutores apresentam geometrias diferentes, conforme mostrado na Figura 17, os autores apresentam uma pequena alteração nos valores de r e R das equações (15) e (17) dados pela equação empírica (19) (HARA, 1996a):

Figura 17 - Configurações de: (a) um único condutor. (b) sistema de 4 condutores.

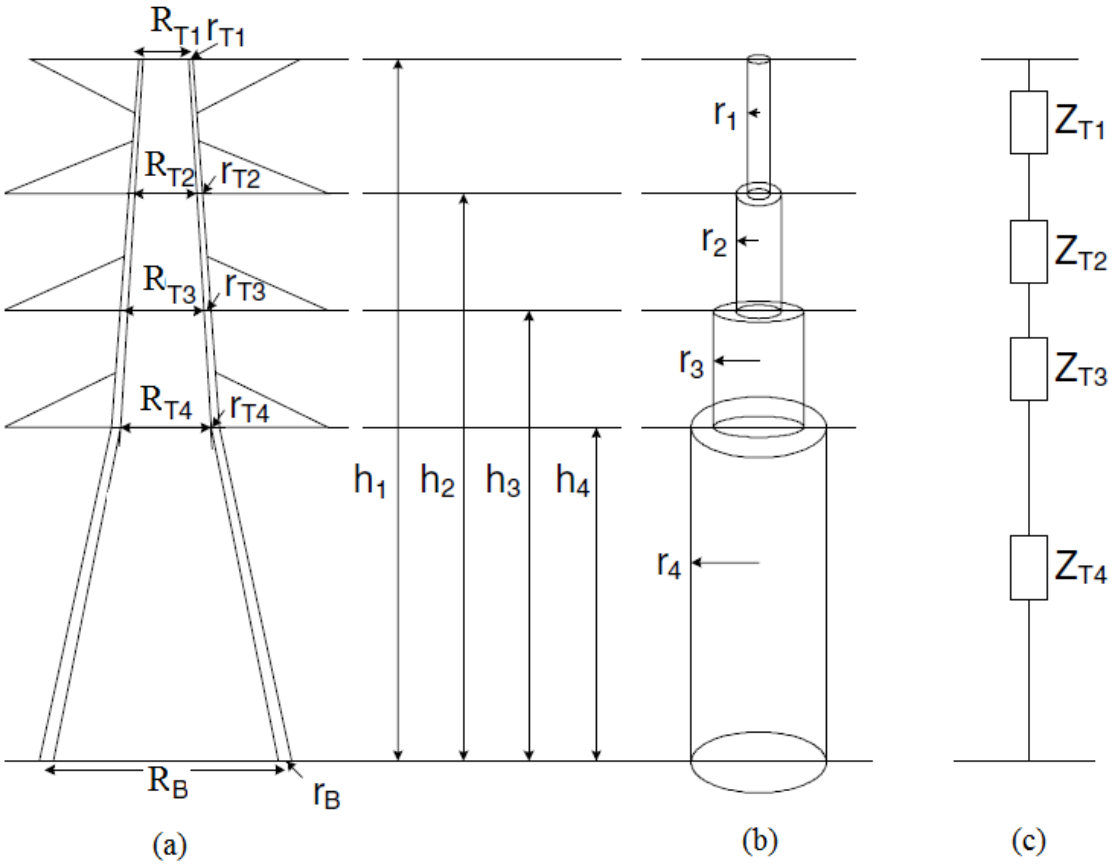


Fonte: Adaptado de Hara (1996a).

$$\left.\begin{aligned} r &= r_T^{1/3} r_B^{2/3} \\ \mathrm{R} &= R_T^{1/3} R_B^{2/3} \end{aligned}\right\} \tag{19}$$

Com esse ajuste, o cálculo da impedância de surto de cada parte da torre de transmissão se torna mais preciso, pois a alteração proposta se aproxima da geometria real das estruturas das torres de transmissão mais comumente utilizadas. Alguns autores sugerem o modelo de multicondutores verticais para representar uma torre de transmissão de alta tensão (MARTINEZ, 2005). Nesse modelo a estrutura da torre é dividida em 4 partes, sendo cada segmento de torre entre os braços de torre representada por um único condutor equivalente. Portanto o modelo da torre de transmissão é uma linha monofásica, cuja seção transversal aumenta do topo a base, conforme mostrado na Figura 18.

Figura 18 - Modelo multicondutor vertical.



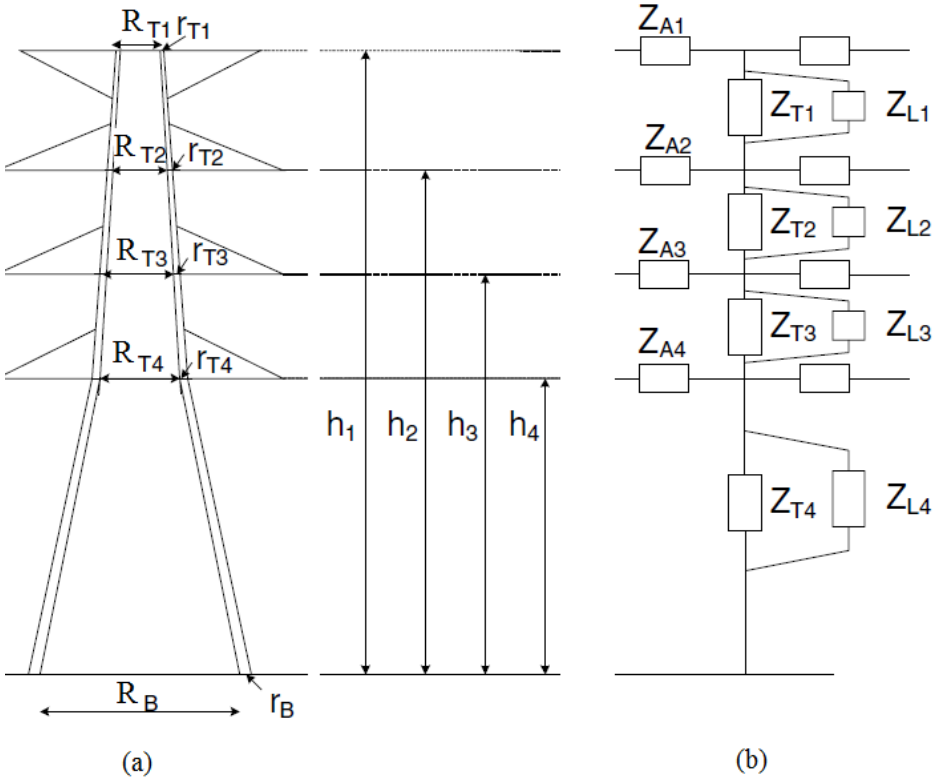
Fonte: Adaptado de Martinez (2005).

Na Figura 18-(a) é ilustrado a silhueta de uma torre de transmissão típica de alta tensão. Na Figura 18-(b), considera-se que a torre de transmissão é dividida em quatro trechos, na qual cada trecho é representado por um condutor cilíndrico de raio equivalente. Na Figura 18-(c), são mostrads as impedâncias de surto Z_{Ti} para (i=1,...,4) para cada trecho de torre. Na Figura 18, os termos R_{Ti} são as distâncias entre os condutores do topo para cada trecho "i" da torre e r_{Ti} é o raio de cada condutor. O termo R_B é a distância entre os condutores da base, h_i é a altura, r_i é o raio equivalente de cada condutor e Z_{Ti} é a impedância de surto em cada trecho da torre de transmissão.

Hara e Yamamoto (HARA, 1996a) modificaram o modelo de multicondutores e incluíram o efeito das barras diagonais entre os condutores verticais da torre (representado por linhas sem

perdas em paralelo com as "pernas" da torre) e os braços (representadas como linhas sem perdas ramificadas a partir do seu ponto de junção com a estrutura da torre), sendo sua representação final mostrada na Figura 19.

Figura 19 - Modelo multicondutor vertical incluindo barras diagonais e braços de torre.



Fonte: Adaptado de Martinez (2005).

Na Figura 19-(a) é mostrada a mesma silhueta da torre de transmissão dividida em quatro trechos, onde os termos R_{Ti}, r_{Ti}, R_B, e h_i são idênticos aos definidos anteriormente na Figura 19-(a). Na Figura 19-(b), cada trecho da torre é modelado segundo o modelo proposto por Hara e Yamamoto (HARA, 1996b). Na Figura 19-(b), os termos Z_{Ai}, Z_{Ti} e Z_{Li} representam a impedância de surto para os braços da torre, impedância de surto para o tronco (estrutura central da torre) e a impedância de surto das barras diagonais (treliças da torre) respectivamente em cada trecho da torre. Para a representação da torre de transmissão da Figura 19-(b), a impedância de surto para o tronco da torre, em cada segmento da torre, é dada pela equação (20) (HARA, 1996a):

$$Z_{Tk} = 60\left[ln\left(\frac{2\sqrt{2}h_k}{r_{ek}} \right) - 2 \right] \quad (20)$$

O termo r_{ek} é dado pela equação (21):

$$r_{ek} = 2^{1/8}\left(r_{Tk}^{1/3} r_B^{2/3} \right)^{1/4} \left(R_{Tk}^{1/3} R_B^{2/3} \right)^{3/4} \quad (21)$$

Nas equações (20) e (21), o índice *k* representa cada um dos quatro segmentos da torre (*k*=1, ...,4), h_k é altura de cada condutor, r_{ek} é o raio equivalente de cada segmento. Os termos r_{Tk} e r_B são respectivamente o raio do topo e da base do cilindro condutor, enquanto que R_B e R_{Tk} são a distância entre os condutores adjacentes da base e do topo de cada sistema de multicondutores para o segmento *k* respectivamente. Hara e Yamamoto (HARA, 1996a) também incluíram o efeito das barras diagonais usadas para interconectar as pernas da torre, adicionando-as em paralelo com a impedância de surto $Z_{Tk.}$ Resultados teóricos mostram que a impedância de surto dos condutores é reduzida em 10% com adição das diagonais entre as pernas principais da torre (HARA *et al*., 1991). A impedância desses condutores diagonais é dada empiricamente por (HARA *et al*., 1991):

$$Z_{Lk} = 9Z_{Tk} \quad (22)$$

Onde *k* (*k*=1,...,4) representa cada segmento da torre. Outro fato interessante observado é o tempo em que a onda de tensão atinge seu máximo é maior quando são consideradas as barras diagonais da torre, comparado com a torre sem barras diagonais. A impedância dos braços da torre que se ramificam ao longo do corpo da torre é dada pela equação convencional para condutores horizontais, dada por (HARA, 1996a):

$$Z_{Ak} = 60ln\left(\frac{2h_k}{r_{Ak}} \right) \quad (23)$$

Na equação (23) h_k e r_{Ak} representam a altura e o raio da *k*-ésima braço respectivamente. O comprimento de cada modelo de linha é estabelecido como igual ao comprimento real do braço da torre, sendo esse modelo aplicável para braços de torres constituídos por condutores cilíndricos para torres em tamanho real ou em escala reduzida. A seguir será apresentado o modelo multi-andares.

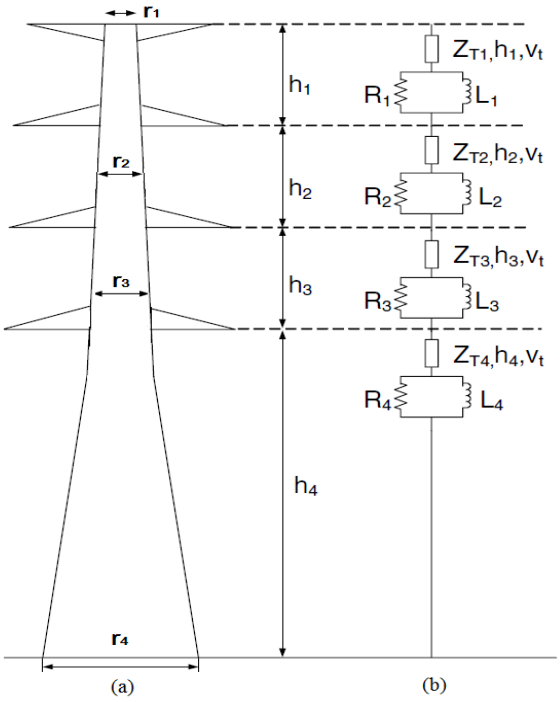
3.1.3 Modelos de torre multi-andares

O modelo de torre "multi-andares" é composto por 4 ou 5 seções que dividem a torre de transmissão. Cada seção consiste de uma linha de transmissão sem perdas em série com um bloco R-L paralelo, que são incluídos para levar em conta o efeito da atenuação das ondas viajantes ao longo dos condutores. Nesse modelo, a resistência representa a atenuação da onda de tensão que viaja pela torre e a indutância em paralelo faz com que a resistência gradualmente se torne ineficiente a medida que o tempo passa. Esse modelo pode ser interfaceado facilmente no EMTP ou ATP, sendo mais apropriado para análises com linhas de multicondutores. Os parâmetros da torre são obtidos através de medições em linhas de 500 kV com cabos guarda ou torres de extra-alta tensão com circuito duplo (ISHII *et al*., 1991).

Motoyama *et al* (MOTOYAMA *et al*., 1997) usaram em suas simulações os parâmetros obtidos em uma torre de transmissão de 275 kV de circuito duplo e com cabos guarda atingida por descargas atmosféricas incidentes naturalmente e por descargas induzidas por foguetes lançados em dias de tempestade. A corrente de descarga no topo da torre e as correntes que percorrem os cabos-guarda são medidas por conectores coaxiais resistivos e as correntes que fluem pelas as "pernas" das torres são medidas por transformadores de corrente. As tensões elétricas sobre as cadeias de isoladores são medidas por divisores resistivos de tensão. Embora os parâmetros necessitem de mais investigações, o modelo "multi-andares" pode ser usado para as análises das sobretensões em linhas de transmissão com boa precisão.

Os parâmetros desse modelo foram deduzidos a partir de medições experimentais sendo que Baba (BABA, 2000) propõe uma revisão no modelo e em seus parâmetros no seu artigo. Em geral, uma torre de transmissão de alta tensão pode ser representada pelo modelo "multi-andares" conforme mostra a Figura 20.

Figura 20 - (a) Silhueta de uma torre de transmissão e (b) modelo "multi-andares".



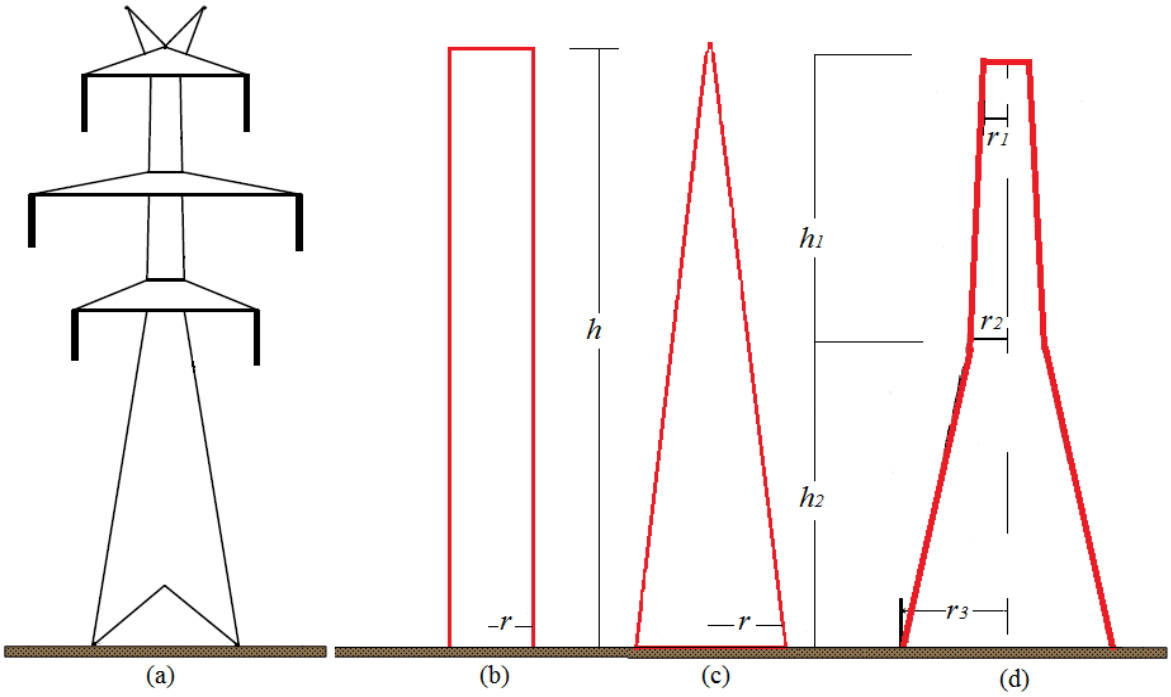
Fonte: Adaptado Martinez (2005).

Na Figura 20-(a) é mostrada a silhueta típica da torre, onde r_k (k=1,...,4) é distância média entre as pernas de cada tronco do trecho da torre. O termo h_k representa a altura de cada segmento da torre que será representado por uma linha sem perdas, cuja impedância de surto é dada por Z_{Tk}. Na Figura 20-(b) , mostra-se o modelo "multi-andares" para a cada trecho da torre. Cada trecho da torre é representado por uma impedância de surto Z_{Tk} em série com uma associação paralelo de R_k e L_k . Os termos R_k e L_k são as resistências e indutâncias em bloco adicionadas em série a impedância de surto para levar em consideração o efeito da atenuação da onda viajante (BABA, 2000) e o termo V_t é a velocidade de propagação da onda, considerada velocidade da luz para todos os trechos da torre de transmissão. A aproximação foi desenvolvida originalmente para representação de torres em linhas de alta tensão.

Datsios e Mikropolos (DATSIOS, 2015) apresentam em seu artigo as simulações de descargas atmosféricas que atingem linhas de transmissão de 150 kV e 400 kV, estimando a corrente mínima para provocar os *backflashovers* sobre as fases da linha, usando o ATP-EMTP. Nesse artigo foram utilizados os modelos de torres por aproximação de geometrias simples,

modelos compostos por linhas sem perdas e modelos "multi-andares", que foram descritos anteriormente. As simulações mostraram que as sobretensões causadas pela injeção de corrente dependem fortemente do modelo usado na representação da torre. Outros efeitos que influenciam nos resultados são a resistência de aterramento do solo e a geometria da torre. O artigo apresenta uma comparação com para aproximação cônica, cilíndrica e por troncos de cones, desenvolvidas e mostradas anteriormente, para torres de 150 kV e 400 kV, conforme a Tabela 1. Na Figura 21 são apresentadas a silhueta de uma torre de transmissão de alta tensão e as aproximações por geometria simples que serão calculadas.

Figura 21 - (a) Silhueta de uma torre de alta tensão; Aproximações (b) cilíndrica, (c) cônica e (d) por troncos de cone.

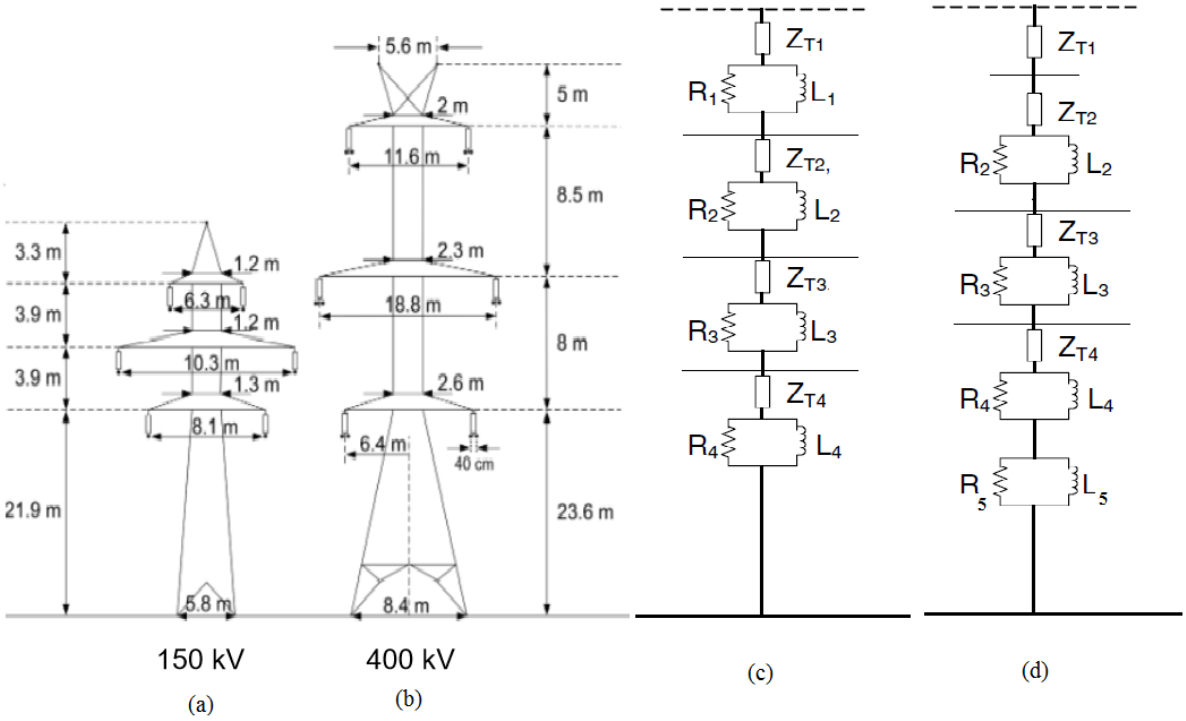


Fonte: Autoria própria.

Na Figura 21Figura 21 - (a) Silhueta de uma torre de alta tensão; Aproximações (b) cilíndrica, (c) cônica e (d) por troncos de cone.-(a) mostra a silhueta típica de uma torre de transmissão enquanto que as Figura 21-(b), (c) e (d) mostram as aproximações cilíndrica, cônica e por partes de cone que são propostas por (CHISHOLM *et al.*, 1985; SARGEND, 1969). Na

Tabela 1, são comparadas as impedâncias de surto de duas torres de transmissão de 150 kV e 400 kV. Na Tabela 1, as equações (4), (6) e (8) apresentadas por Sargend and Darveniza (SARGEND; 1969), as equações (9), (10) e (11) apresentadas por Chisholm *et al* (CHISHOLM *et al*.,1985), e a equação (13) proposta por Hara e Yamamoto (HARA, 1996a), são empregadas para calcular a impedância de surto das torres de 150 kV e 400 kV, cujas dimensões são mostradas na 22-(a) e (b).

Figura 22 - Torres típicas de circuito-duplo de: (a) 150kV; (b) 400 kV com suas medidas; Modelo "multi-andares" propostos por: (c) Ishii *et al.*, Yamada *et al* e Motoyama *et al* ;(d) Baba e Ishii.



Fonte: Adaptado de Datsios (2015).

Tabela 1-Impedância de surto da torre para o modelo aproximado por geometria simples.

		$Z_T(\Omega)$	
Modelo	***Equação***	**150 kV**	**400 kV**
Sargent e Darveniza[1]	$Z_T = 60\,ln\left[\sqrt{2}\left(\frac{2h}{r}\right)\right]$	208	205
Sargent e Darveniza[1]	$Z_T = 60\left[ln\left(\sqrt{2}\frac{2h}{r}\right)-1\right]$	204	203
Sargent e Darveniza[2]	$Z_T = 60\,ln\left(\sqrt{2}\frac{\sqrt{r^2+h^2}}{r}\right)$	167	163
Chisholm *et al.*[2]	$Z_T = 60\,ln\left(\cot\left(\frac{1}{2}\tan^{-1}\left(\frac{r}{h}\right)\right)\right)$	188	184
Chisholm *et al.*[1]	$Z_T = 60\,ln\left(\cot\left(\frac{1}{2}\tan^{-1}\left(\frac{r}{h}\right)\right)\right)-60$	128	124
Chisholm *et al.*[3]	$Z_T = 60\,ln\left(\cot\left(\frac{1}{2}\tan^{-1}T\right)\right)$	190	187
Hara e Yamamoto	$Z_T = 60\left[ln\left(\frac{2\sqrt{2}h}{r_{eq}}\right)-2\right]$	178	155

Fonte: Adaptado de Datsios (2015).

A Tabela 1 apresenta as diversas equações para o cálculo da impedância de surto para uma representação por geometria simples considerando as torres de 150 kV e 400 kV, com suas respectivas medidas mostradas na Figura 22-(a) e (b). As impedâncias de surto permanecem praticamente constantes, mesmo para dimensões distintas entre as torres de 150 kV e 400 kV,

[1] Aproximação cilíndrica;
[2] Aproximação cônica;
[3]Aproximação por partes de cone.
Os termos r, r_1, r_2 e r_3 são respectivamente: raio da base, raio do topo, raio da "cintura" do tronco do cone e raio da base. Os termos h, h_1, h_2 são respectivamente: a altura da torre, altura da base até a "cintura" da torre e altura da "cintura" até o topo. O termo T é dado pela equação (12)

conforme mostrado na Figura 22-(a) e (b). Isso ocorre porque a razão *h*/*r* permanece praticamente constante para as duas torres estudadas. Para a torre de 150 kV, tem-se a razão *h/r* = 33/2,9 ≈ 11,37 e *ln* (*h/r*) ≈ 2,43. Para a torre de 400 kV, tem-se a razão *h/r* = 45,1/4,20 ≈ 10,71 e *ln* (*h/r*) ≈ 2,38. Assim, para as equações da tabela 1 que contém o termo *ln*(*h/r),* têm-se que as impedâncias de surto para essas duas torres apresentam uma pequena diferença. Entretanto, há um diferença de 14 % para a impedância obtida por Hara e Yamamoto para as duas geometrias de torre. Tal diferença ocorre devido ao raio equivalente (r_{eq}) que é distinto para cada trecho das torres devido suas alturas. Mikropolos (DATSIOS, 2015) também representam as torres de 150 kV e 400 kV pelo modelo "multi-andares", onde cada trecho de torre é representado por linhas distribuídas sem perdas em série com um bloco RL em paralelo conforme mostrado nas Figura 22-(c) e (d).

Nas Figura 22-(a) e (b) são apresentadas as silhuetas típicas de torres de transmissão de 150 kV e 400 kV e suas dimensões. Na Figura 22-(c) é mostrado o modelo "multi-andares" proposto por Ishii *et al* (ISHII *et al*., 1991), Yamada *et al* (YAMADA *et al*., 1995), Motoyama *et al* (MATSUMOTO *et al*., 1996) e na Figura 22-(d) é mostrado o modelo proposto por Baba *et al* (BABA *et al*., 1999). A impedância de surto para cada trecho das torres de transmissão de 150 kV e 400 kV, conforme mostradas nas Figura 22-(c) e (d), são apresentadas na Tabela 2 com o respectivo modelo.

Tabela 2-Impedância de surto para o modelo a "multi-andares".

Modelo	$Z_{T1}(\Omega)$	$Z_{T2}(\Omega)$	$Z_{T3}(\Omega)$	$Z_{T4}(\Omega)$
Ishii *et al.*	220	220	220	150
Yamada *et al.*	120	120	120	120
Motoyama *et al.*	120	120	120	120
Baba e Ishii	200	200	180	150

Fonte: Adaptado de Datsios (2015) .

As impedâncias de surto Z_{Ti} (i = 1, ..., 4) foram determinadas por métodos de tentativa e erro para se aproximar das formas de onda das tensões medidas em diversos pontos da estrutura com as simulações obtidas por diversos autores baseadas nas torres de transmissão (em tamanho real) japonesas (BABA, 2000; ISHII *et al*., 1991; MOTOYAMA *et al*., 1997; YAMADA *et al*., 1995). As resistências de amortecimento R_i e indutância de amortecimento L_i são estimadas em função da geometria da torre. As Tabelas 3 e 4 mostram seus valores calculados para as linhas de 150 kV e 400 kV usando os modelos propostos por Ishii *et al* (ISHII *et al*., 1991), Yamada *et al* (YAMADA *et al*., 1995), Motoyama *et al* (MATSUMOTO *et al*., 1996) e Baba *et al* (BABA; ISHII, 1999).

Tabela 3-Valores da resistência de amortecimento para torres 150 kV e 400 kV para o modelo "multi-andares".

Torre-150 kV/400 kV						
Modelo	$R_1(\Omega)$	$R_2(\Omega)$	$R_3(\Omega)$	$R_4(\Omega)$	$R_5(\Omega)$	γ
[1]Ishii *et al.*	14,6/11,4	17,2/19,4	17,2/18,3	33,5/33,5	-	0,8
[2]Yamada *et al.*	12,7/10,0	15,0/16,9	15,0/15,90	42,8/42,80	-	0,7
[3]Motoyama *et al.*	8,0/6,2	9,4/10,6	9,4/10,0	26,8/26,8	-	0,8
[4]Baba e Ishii	-	20	30	25	25	-

Fonte: Adaptado de Datsios (2015).

Tabela 4-Valores da indutância de amortecimento para torres 150 kV e 400 kV para o modelo "multi-andares".

Torre-150 kV/400 kV						
Modelo	$L_1(\mu H)$	$L_2(\mu H)$	$L_3(\mu H)$	$L_4(\mu H)$	$L_5(\mu H)$	γ
[1]Ishii *et al.*	3,2/3,4	3,8/5,8	3,8/7,4	7,4/10	-	0,8
[2]Yamada *et al.*	2,8/3,0	3,3/5,1	3,3/4,8	9,4/12,8	-	0,7
[3]Motoyama *et al.*	1,8/1,9	2,1/3,2	2,1/3,0	5,9/8,0	-	0,8
[4]Baba e Ishii	-	4,4/6,0	6,6/9	1,1/1,5	1,1/1,5	-

Fonte: Adaptado de Datsios (2015).

Verifica-se na Tabela 3 que as resistências $R_{1,}$ $R_{2\ e}$ R_3 são distintas para os dois tipos de torre. Exceto a resistência R_4 e as resistências obtidas para o modelo de Baba e Ishii, as resistências de cada trecho para a torre de 150 kV são inferiores quanto comparadas com as obtidas para a torre de 400 kV. As resistências de amortecimento $R_{i,}$ para i = 1 a 3, e R_4 são calculadas pelas equações empíricas expressas por (24) e (25) (DATSIOS, 2015):

$$\mathrm{R_i} = \frac{-2\mathrm{Z_{Ti}}\, h_i}{h_1+h_2+h_3} ln\left(\sqrt{\gamma}\right) \quad \ldots \quad \mathrm{i} = 1-3 \tag{24}$$

$$\mathrm{R_4} = -2\mathrm{Z_{T4}} ln\left(\sqrt{\gamma}\right) \tag{25}$$

Nas equações (24) e (25), o termo γ é o coeficiente de atenuação, h_i é o comprimento do trecho "*i*" e Z_{Ti} é a impedância de surto desse trecho. Assim, devido os comprimentos h_1, h_2 e h_3 serem menores para os respectivos trechos da torre de 150 kV do que na torre de 400 kV, tem-se que as resistências de cada trecho para a torre de 150 kV são inferiores aos calculados para a torre de 400 kV. A resistència R_4 é independente do comprimento do trecho da torre de transmissão e é constante para todos os modelos. A indutância de amortecimento L_i é dada pela equação (26) (DATSIOS, 2015).

$$\mathrm{L_i} = R_i \frac{h}{v_T} k_i \tag{26}$$

Na equação (26), R_i é a resistência de amortecimento previamente calculada, *h* é a altura total da torre, v_T é a velocidade de propagação da luz e k_i é um coeficiente adimensional (k_i = 2) e i=1,...,4. As indutâncias de amortecimento são menores para a torre de 150 kV, quando comparadas com a torre de 400 kV. Tal diferença ocorre pois a resistência R_i é menor para a torre de 150 kV, condiderando o mesmo trecho de torre. Baba (BABA,1999 a) analisaram as formas de onda das tensões em cada trecho da estrutura para as torres de 150 kV e 400 kV, empregando torres reais, resultando na impedância característica, resistência e indutância mostrados nas Tabelas 2, 3 e 4.

O modelo "multi-andares" é de fácil implementação em software de análises de transitórios eletromagnéticos tais como ATP ou PSCAD, sendo o mais empregado na representação de torres de transmissão e cálculo de tensões ao longo de sua estrutura e na estimação de sobretensões em sistemas de potência. Um estudo apresentado por Ito *et al* (ITO *et al*., 2003) mostra que esse modelo não é adequado para representação de torres de baixa tensão, sendo estruturas mais simples e de menor porte. Uma sugestão apresentada para tais torres de transmissão são os modelos mais simples, tais como o modelo de linhas sem perdas com uma pequena impedância de surto para analisar o seu comportamento transitório. A seguir será apresentado o modelo de torre de transmissão dependente da frequência.

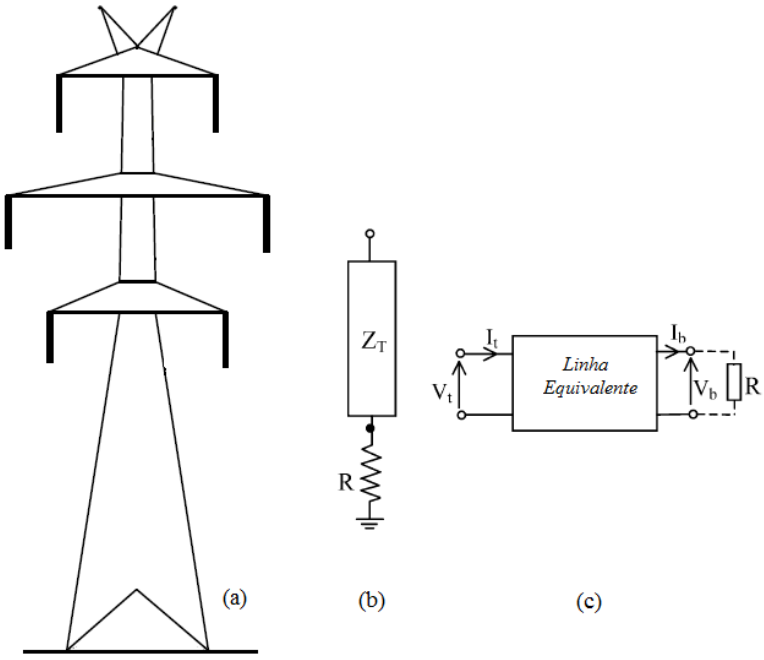
3.1.4 Modelos de torres dependentes da frequência

Modelos de torres dependentes da frequência representam a torre de transmissão por linhas de transmissão no domínio da frequência para simular a distorção das ondas viajantes. Nagaoka (NAGAOKA, 1991) e Kato *et al* (YAMADA *et al*., 1995) representaram uma torre de transmissão por uma linha de transmissão uniforme, cuja impedância de surto e a constante de propagação dependem da frequência. Harid *et al* (HARID *et al*., 2006) apresentaram uma aproximação para o cálculo da impedância de surto da torre baseado na representação da torre por uma linha de transmissão vertical conectado a um solo de resistidade conhecida. Nessa aproximação, as correntes e as tensões são computadas nos terminais emissor e receptor de uma linha equivalente, determinadas por métodos numéricos implementados no domínio da frequência. Para esse cálculo, a torre de transmissão é representada por um quadripolo equivalente e as correntes e tensões são descritas pelas equações hiperbólicas da linha no domínio da frequência. Para obter a resposta temporal, pode-se empregar qualquer método numérico de transformação do domínio da frequência para o tempo, tais como transformadas inversas de Laplace ou Fourier, estimando-se assim a impedância de surto da torre. A representação da torre pela teoria de quadripolos é aplicada a qualquer geometria para o cálculo da impedância de torre (HARID *et al*., 2006).

A torre de transmissão é modelada com uma interconexão de condutores cilíndricos que formam o corpo, os braços e o aterramento da torre de transmissão. Para uma dada injeção de

corrente no topo da torre, o campo eletromagnético é numericamente resolvido no domínio da frequência e a resposta no domínio do tempo é então calculada pela Transformada Inversa de Fourier. O solo é representado como um meio de resistividade finita, em oposição ao solo ideal usualmente assumido em modelos analíticos. O solo na vizinhança da torre de transmissão atingida pela descarga atmosférica elevará seu potencial, modificando a distribuição espacial do campo eletromagnético e o método das imagens não pode ser aplicado diretamente. Na Figura 23 é mostrada uma torre de transmissão de alta tensão genérica representada por um quadripolo no domínio da frequência.

Figura 23 - (a) Torre de transmissão para alta tensão. (b) representação da torre como uma linha de transmissão. (c) torre de transmissão representada por quadripolo.



Fonte: Adaptado de Harid (2006).

Na Figura 23-(b) é mostrado o circuito de uma linha de transmissão equivalente para a torre de transmissão da Figura 23-(a) com uma resistência R, representando a resistência de aterramento da torre. Na Figura 23-(c) é mostrada a torre de transmissão "vista" como uma linha de transmissão e representada por um quadripolo equivalente, denominado de linha equivalente, e

com uma carga resistiva R, idêntica à resistência de aterramento da Figura 23-(c), conectada ao terminal receptor do quadripolo. A impedância de surto da torre Z_T calculada por Harid *et al* é dada pela equação (27) (HARID *et al*., 2006):

$$Z_T = \frac{\mathrm{V_B}\left(t_{max}\right)}{\mathrm{I_P}} \tag{27}$$

Na equação (27), t_{max} é o instante em que a corrente atinge seu valor máximo, V_B é a tensão instantânea na base da torre nesse instante e I_P é o valor máximo da corrente injetada na torre. Assumindo que a torre de transmissão e a resistência de aterramento formam um sistema linear e considerando a torre como uma linha de transmissão longa, a teoria de quadripolos é empregada. Nessa teoria, são conhecidas as relações entre as correntes e tensões nos terminais emissor e receptor de uma linha. Na Figura 23-(c) é ilustrado o circuito equivalente desse quadripolo, na qual os índices "*t*" e "*b*" representam o topo e a base da torre respectivamente e *R* é a resistência de aterramento. A corrente injetada I_t e a tensão gerada V_t no topo da torre são tomadas como grandezas medidas no terminal emissor, enquanto que a corrente I_b e tensão V_b de base são grandezas medidas no terminal receptor. Essas grandezas estão relacionadas pela equação matricial (28) (HARID *et al*., 2006):

$$\begin{bmatrix} \mathrm{V}_t \\ \mathrm{I}_t \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a & b \\ c & d \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathrm{V}_b \\ \mathrm{I}_b \end{bmatrix} \tag{28}$$

Os coeficientes *a*, *b*, *c* e *d* são calculados para todo o intervalo de frequência desejado. A equação matricial (28) é também conhecida como *equações hiperbólicas da linha*. A equação (28) pode ser reescrita como mostrado na equação (29) (HARID *et al*., 2006):

$$\begin{bmatrix} \mathrm{V}_t \\ \mathrm{I}_t \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} cosh(\gamma h) & Z_C senh(\gamma h) \\ \dfrac{senh(\gamma h)}{Z_C} & cosh(\gamma h) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathrm{V}_b \\ \mathrm{I}_b \end{bmatrix} \tag{29}$$

Na equação (29), *h* é a altura da torre de transmissão (interpretada também como a longitude da linha) e γ é a função de propagação. A impedância característica da linha Z_C é obtida facilmente por Harid *et al*, expressa pela equação (29) (HARID *et al*., 2006):

$$Z_C = \sqrt{\frac{b}{c}} \tag{30}$$

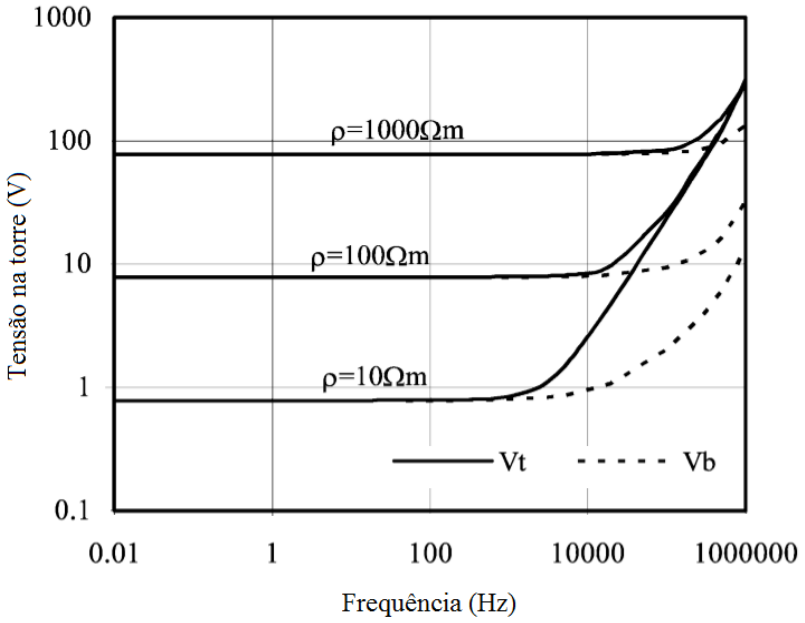
O método proposto por Harid utiliza as medições das tensões e correntes nos dois terminais da torre (V_{t1}, I_{t1}, V_{b1}, I_{b1},) e (V_{t2}, I_{t2}, V_{b2}, I_{b2},), sendo denominados de condições de contorno, para dois valores distintos de resistividade do solo ρ_1 e ρ_2. Substituindo esses valores na equação (30), são obtidas as soluções para *a*, *b*, *c* e *d*. Assim a impedância característica é escrita em função das condições de contorno, conforme mostra a equação (31) (HARID *et al*., 2006):

$$Z_C = \sqrt{\frac{\mathrm{V_{b1}V_{t2}} - \mathrm{V_{b2}V_{t1}}}{\mathrm{I_{t1}V_{b2}} - \mathrm{V_{b1}V_{t2}}}} \tag{31}$$

Harid aplica esse método para o cálculo das tensões induzidas no topo e na base da torre para distintos tipos de resistividade do solo e em função da frequência, conforme mostrado na Figura 24. Para se obter esses resultados, uma corrente contínua de 1A de amplitude é injetada no topo de uma torre de transmissão de 275 kV e as tensões são computadas em função da frequência.

Para baixas frequências, as tensões induzidas no topo (V_t) e na base (V_b) da torre são constantes, porém proporcionais a resistividade do solo. As tensões no topo e na base são iguais devido a componente resistiva da impedância de torre ser dominante para frequências inferiores a 10 kHz aproximadamente. O efeito indutivo se torna mais significativo com o aumento da frequência, sendo que as tensões crescem abruptamente a partir de uma dada frequência e são influenciadas pela resistividade do solo. Para frequências acima de 1 MHz, as tensões no topo (V_t) se tornam independentes da resistividade e convergem para mesma inclinação entre si. A impedância característica da torre calculada a partir do equivalente de uma linha de transmissão, usando a equação (31) é mostrada na Figura 25. A impedância característica foi medida para torres de 275 kV e 400 kV.

Figura 24 - Tensão no topo da torre (linha cheia). Tensão na base da torre (linha tracejada).



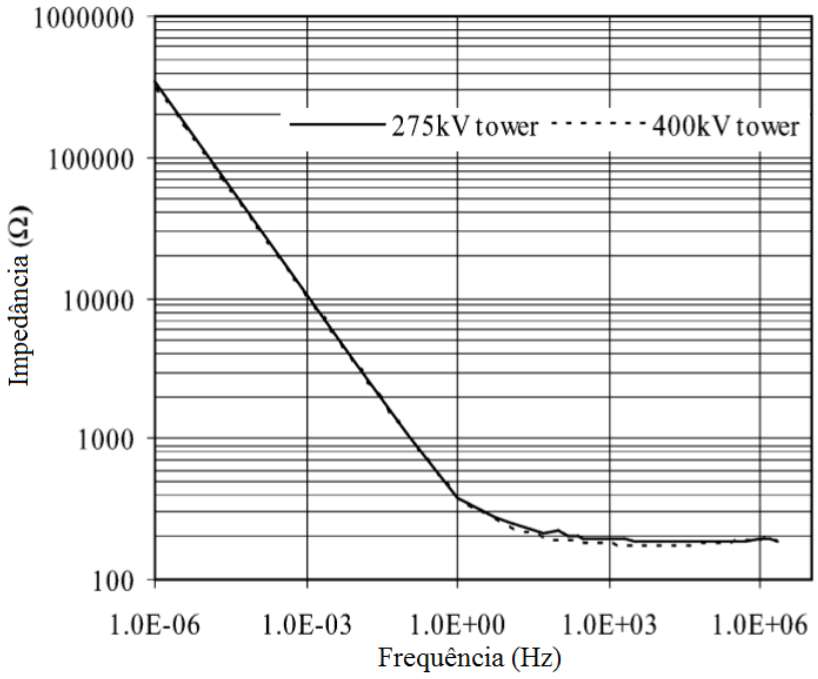
Fonte: Adaptado de Harid (2006).

Em linhas de transmissão aéreas, a impedância característica da linha é calculada pela equação (60):

$$Z_C = \left[\frac{R+j\omega L}{G+j\omega C}\right]^{\frac{1}{2}} \tag{32}$$

Onde os parâmetros *R*, *L*, *G* e *C* são respectivamente a resistência, indutância, condutância e a capacitância distribuída por unidade de comprimento da linha. Assim a impedância característica da torre na Figura 25 é analisada qualitativamente pela equação (32). Para baixas frequências, a impedância característica se torna elevada, pois tende a $Z_C = \sqrt{\mathrm{R/G}}$, onde a resistência da linha é pequena e a condutância é extremamente pequena. Para altas frequências, a impedância característica tende para $Z_C = \sqrt{\mathrm{L/C}}$ na qual é muito menor que o valor em baixas frequências. As medições com método do quadripolo em frequências para torres de 275 kV e 400 kV foram comparadas com o modelo de geometria aproximada por cone e com a medições feitas usando a equação (8), usando uma onda impulsiva, conforme mostrado na Tabela 5.

Figura 25 - Impedância característica para torres de 275 kV (linha cheia) e 400 kV.



Fonte: Adaptado de Harid (2006).

Tabela 5-Comparação das impedâncias de surto calculadas por vários métodos.

Torre	Equação (8)	Equação (31)	Harid
275 kV	176 Ω	182 Ω	189 Ω
400 kV	159 Ω	170 Ω	178 Ω

Fonte: Adaptado de Harid (2006).

A Tabela 5 mostra os valores da impedância de surto calculada usando as equações (8), (31) e o método dos quadripolos apresentado por Harid. O diâmetro da base do cone é equivalente ao lado da base quadrada da torre em treliças e para a equação (8), foi considerada que a resistividade do solo é de 0,0001 Ωm. Os erros entre o método dos quadripolos proposto por Harid em relação ao modelo de aproximação cônica são aproximadamente de 11% e 7% para as torres de transmissão de 400 kV e 275 kV respectivamente. Considerando os erros do método proposto em relação a equação (30) obtém-se aproximadamente os valores de 4,5% e 3,70 % para as torres de transmissão de 400kV e 275 kV respectivamente.

3.2 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Nesse capítulo foram apresentados os principais modelos utilizados na representação de torres de transmissão e para determinados modelos foram feitas comparações com a impedância de surto obtida experimentalmente em torres reais realizadas por diversos pesquisadores.

O modelo a geometria simples fornece uma boa estimativa para a medição da impedância de surto, porém leva em consideração apenas a geometria central da torre, desprezando os efeitos dos braços e as barras inclinadas em diagonal ao longo da estruturada da torre (treliças). O modelo composto por linha sem perdas, ou multicondutores, apresenta uma evolução quando engloba os efeitos dos braços e barras verticais das torres. As impedâncias de surto de cada parte da torre são calculadas por formulas empíricas e foram baseadas em experimentos com torres de escala reduzida. O modelo "multi-andares" considera o efeito da propagação das ondas de tensão e corrente ao longo da estrutura da torre de transmissão. A torre é dividida em 4 seções, onde cada seção é representada por um bloco RL paralelo em série com a impedância de surto e

apresenta resultados satisfatórios comparado com os resultados experimentais e é implementado nos softwares de análise em transitórios eletromagnéticos. Modelos de torres dependentes da frequência representam a torre de transmissão por linhas dependentes da frequência, levando em conta a distorção das ondas viajantes, e representam a torre por um quadripolo. Nessa técnica, são empregadas as equações hiperbólicas da linha de transmissão e também se inclui a impedância de aterramento e a resistividade do solo. O Capítulo 4 mostra a metodologia proposta para representar torres de transmissão convencionais e torres elevadas (gigantes) por meio de circuitos discretos diretamente no domínio do tempo e o cálculo das tensão induzida no topo dessas estruturas para diversas resistividades do solo.

4 PROPOSTA DE REPRESENTAÇÃO DE TORRES DE TRANSMISSÃO NO DOMÍNIO DO TEMPO

O objetivo desta seção é obter um modelo diretamente no domínio do tempo para torres de transmissão convencionais e elevadas (gigantes) de diversas geometrias levando em consideração a resistividade do solo e o sistema de aterramento conectados à estrutura da torre. Primeiramente, a impedância/admitância de cada torre de transmissão é calculada pelo Método dos Momentos (MoM), no domínio da frequência, e em seguida, aplica-se a técnica do *Vector Fitting* para cada curva obtida.

Nessa técnica, uma função racional é aproximada para cada curva de impedância/admitância da torre de transmissão e um circuito elétrico composto por uma associação de elementos discretos (resistor, indutor e capacitor) é sintetizado diretamente no domínio do tempo. Assim, um modelo baseado em circuitos discretos representativo de diversas estruturas de torres é proposto para cada topologia de torre. As tensões causadas por uma descarga atmosférica, modelada por uma fonte de corrente impulsiva, incidente no topo dessas estruturas metálicas são calculadas diretamente no domínio do tempo em programas de análises em transitórios eletromagnéticos sem a necessidade de transformadas inversas de Laplace ou Fourier. Tais modelos são implementados em programas de análises em transitórios eletromagnéticos diretamente no domínio do tempo, sem a necessidadede transformadas inversas.

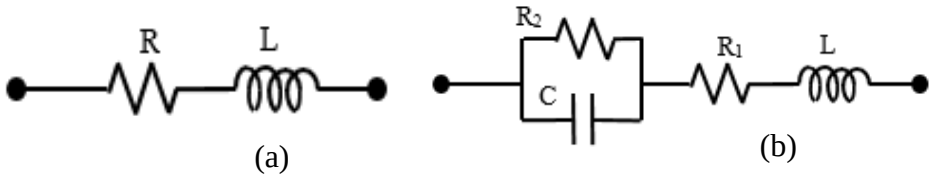
4.1 MODELAGEM DAS TORRES DE TRANSMISSÃO

O *Vector Fitting* (VF) é um método de ajuste de funções racionais F(s) no domínio da frequência por um circuito elétrico aproximado, sintetizado a partir das curvas (impedância ou admitância) obtidas numericamente. O VF utiliza o Método dos Mínimos Quadrados para minimizar o erro obtido no ajuste entre a curva da impedância ou admitância do circuito proposto e a curva original. A função racional F(s), que pode representar a impedância Z(s) ou a admitância Y(s) no domínio da frequência, para qualquer estrutura de uma torre de transmissão é representada genericamente pela equação (33) (ANTONINI, 2003).

$$\mathrm{F}(s) = \sum_{i=1}^{\mathrm{N}} \left(\frac{c_i}{s - a_i} \right) + D + s\,E \tag{33}$$

Na equação (33), os termos c_i e a_i são denominados de resíduos e polos respectivamente da função racional genérica F(*s*). Os polos podem ser reais ou pares complexos conjugados. O índice N é o número de polos da função racional aproximada. Os termos D e E são coeficientes reais e *s* é a frequência angular complexa. Considerando a função racional F(*s*) com apenas um resíduo e um polo reais, o circuito RL série equivalente, conforme mostrado na Figura 26-(a), é gerado para aproximar a função racional F(*s*). Quando a função F(*s*) possui resíduos e polos complexos, o circuito RL(R||C) série é empregado para gerar a função F(*s*) de modo aproximado, conforme mostrado na Figura 26-(b).

Figura 26 - Circuito equivalente: (a) Série RL e (b) Série RL(R||C).



(a) (b)

Fonte: Autoria própria.

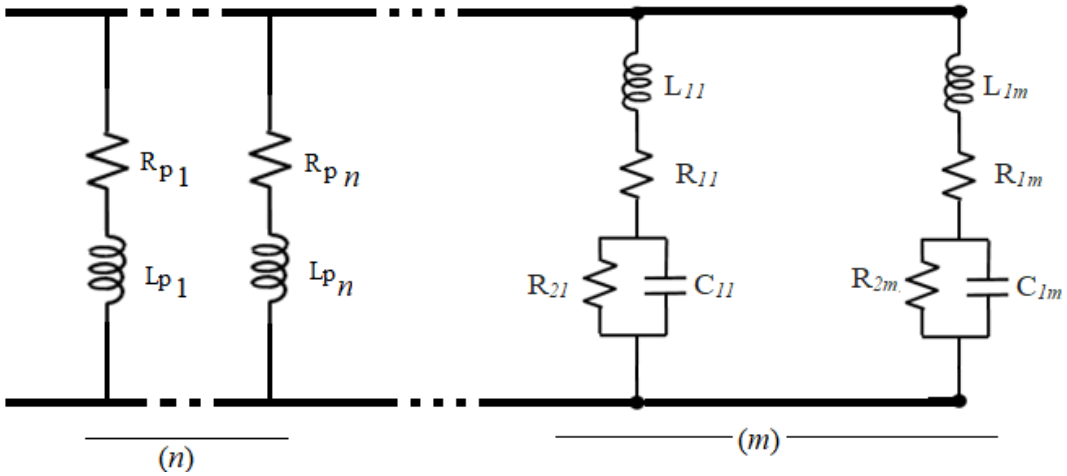
As admitâncias dos circuitos RL série (Figura 26-(a)) e RL(R||C) (Figura 26-(b)) são dadas pelas equações (34) e (35) respectivamente (ANTONINI, 2003):

$$\mathrm{Y_{RL}}(s) = \frac{1}{\mathrm{L}} \frac{1}{\left(s + \frac{R}{L} \right)} \tag{34}$$

$$\mathrm{Y_{RL(R\|C)}}(s) = \frac{1}{L} \frac{\left(s + \frac{1}{R_2 C} \right)}{\left[s^2 + \left(\frac{R_1}{L} + \frac{1}{R_2 C} \right) s + \frac{1}{LC} \left(\frac{R_1}{R_2} + 1 \right) \right]} \tag{35}$$

No Anexo III, apresenta-se o equaciomento das funções racionais Y_{RL} e $Y_{RL(C//R)}$, assim como são determinados os polos e os resíduos reais ou pares complexos conjugados para cada circuito. Assim, as admitâncias das torres de transmissão em tamanho real (convencionais) e elevadas (gigantes), são aproximadas por uma combinação em paralelo de circuitos RL série e RL(R||C) em série, conforme mostrado na Figura 27.

Figura 27 - Circuito representativo de uma torre de transmissão genérica.



Fonte: Autoria própria.

Uma vez determinado o circuito elétrico equivalente, a tensão elétrica produzida no topo de cada torre, causada por uma descarga atmosférica, modelada por uma fonte de corrente impulsiva, é calculada diretamente no domínio do tempo usando programas em análises de transitórios eletromagnéticos, sem a necessidade de transformadas inversas de Laplace ou Fourier. As admitâncias dessas torres no domínio da frequência são calculadas pelo Método dos Momentos (MoM), em *full wave approach*, e implementado pelo software FEKO®, na qual diversos fatores são considerados, tais como a resistividade do solo, o sistema de aterramento e a geometria das torres de transmissão.

Na próxima seção, as admitâncias de diversas torres de transmissão são calculadas no domínio da frequência, pelo MoM, e as tensões causadas por uma descarga atmosférica atingindo o topo de cada estrutura, diretamente no domínio do tempo, considerando os fatores anteriormente mencionados.

4.2 MODELAGEM PARA TORRES EM TAMANHO CONVENCIONAL ATERRADAS COM CABOS CONTRAPESOS

Nesta seção, as admitâncias de torres de transmissão convencionais, em tamanho real, são calculadas pelo MoM, implementado no FEKO® in *full wave approach*. As influências das treliças, dos diversos tipos solos e dos eletrodos de aterramento são computadas nessas análises.

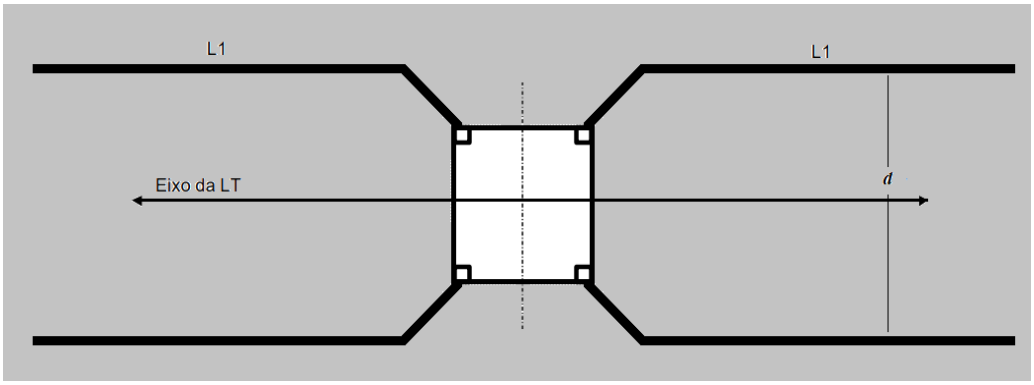
As admitâncias de três torres de transmissão, em tamanho real, são calculadas pelo MoM no domínio de frequência e em seguida são aproximadas pelo *Vector Fitting* (VF), no qual circuitos elétricos discretos são propostos para representá-las. As tensões no topo da torre são calculadas considerando uma descarga atmosférica atingindo o topo de cada torre de transmissão aterrada para distintos solos homogêneos distintos, levando em consideração um arranjo de aterramento fixo para todas as geometrias de torres.

O arranjo empregado nas simulações é composto por 4 cabos contrapesos conectados aos pés da torre enterrados no sentindo longitudinal da linha de transmissão. O arranjo de aterramento utilizado no aterramento das torres de transmissão em tamanho real é apresentados na Figura 28. Na Figura 28, L_1 é o comprimento total do eletrodo e *d* é a distância entre os eletrodos. O arranjo está a uma profundidade de 0,50 m do nível dos pés da torre. As medidas usadas nas simulações são: L_1 = 36 m e *d* depende da distância entre os pés das torres de transmissão como será indicado em cada simulação a seguir.

Os arranjos de aterramento (cabos contrapeso) são compostos por eletrodos de cobre, cuja resistividade é de $\rho = 1{,}72.10^{-8}$ Ω.m e o raio da seção transversal é de 12,5mm. Uma vez que as impedâncias/admitâncias das torres de transmissão são estimadas no domínio da frequência pelo MoM, a tensão elétrica causada no topo de cada torre transmissão é estimada para uma descarga elétrica incidente nesse ponto. Essa tensão provocada, ou elevação de potencial em referência a

um ponto remoto, é calculada diretamente por qualquer programa de análise de transitórios eletromagnéticos, sem a necessidade de se aplicar as transformadas inversas de Laplace ou Fourier.

Figura 28 - Arranjo para o sistema de aterramento empregando cabos contra-pesos.



Fonte: Autoria própria.

O cálculo da tensão induzida é realizado pelos seguintes passos:

(i) As impedâncias/admitâncias da torre de transmissão são calculadas pelo MoM, no domínio da frequência, para diversas estruturas metálicas, com o arranjo de aterramento e resistividades do solo;

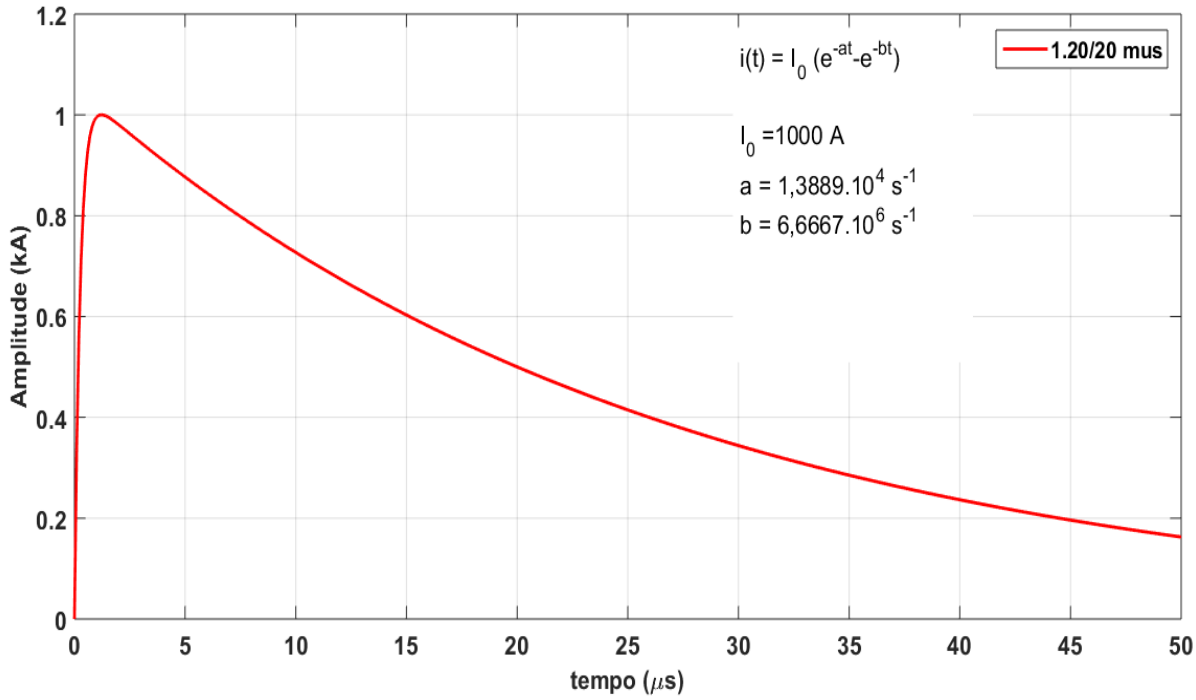
(ii) Usando a técnica do *Vector Fitting* (VF), as impedâncias/admitâncias para cada topologia de torre de tranmissão são representadas por circuitos elétricos com parâmetros discretos no domínio do tempo. Esses circuitos são compostos por associação de resistores, indutores e capacitores em série ou em paralelo na qual a sua impedância/admitância é aproximada das obtidas pelo MoM em cada torre;

(iii) Uma corrente impulsiva, simulando uma descarga atmosférica, é aplicada no topo ao circuito elétrico discreto, na qual obtém-se as tensões em relação à uma referência remota.

(iv) A partir dessas simulações, uma análise sobre a influência de diversos parâmetros, tais como a geometria da torre e a resistividade do solo, são realizadas para torres em tamanho convencional e torres elevadas (gigantes), pouco estudadas na literatura.

A forma de onda impulsiva aplicada ao circuito elétirco representativo de cada torre de transmissão é uma dupla exponencial de 1,20/20 µs (tempo frente/tempo de cauda) e 1 kA de amplitude. Essa forma de onda impulsiva é utilizada para representar uma descarga atmosférica devido a sua relativa facilidade de implementação experimental por meio de geradores de impulso, além de ser amplamente utilizada na validação de modelos e para estudos de transitórios eletromagnéticos (WANG, 2006). Na Figura 29 é mostrada a forma de onda da corrente impulsiva aplicada no circuito discreto representativo no domínio do tempo.

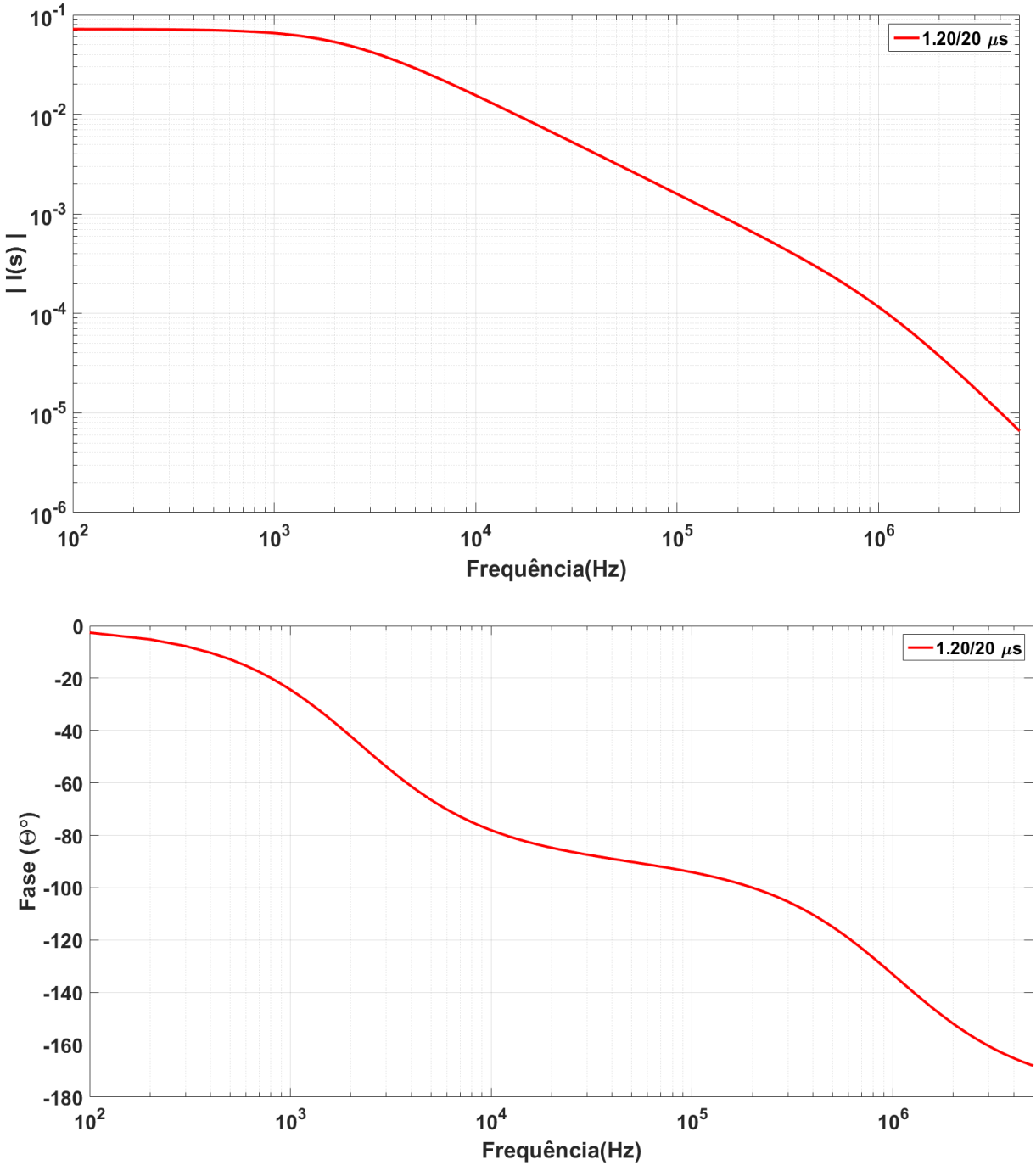
Figura 29-Corrente impulsiva aplicada nos circuitos representativos de cada torre de transmissão.



Fonte: Autoria própria.

Na Figura 30 é mostrada a magnitude e fase da corrente impulsiva, no domínio da frequência.

Figura 30 - (a) Magnitude e (b) fase da corrente impulsiva no domínio da frequência.



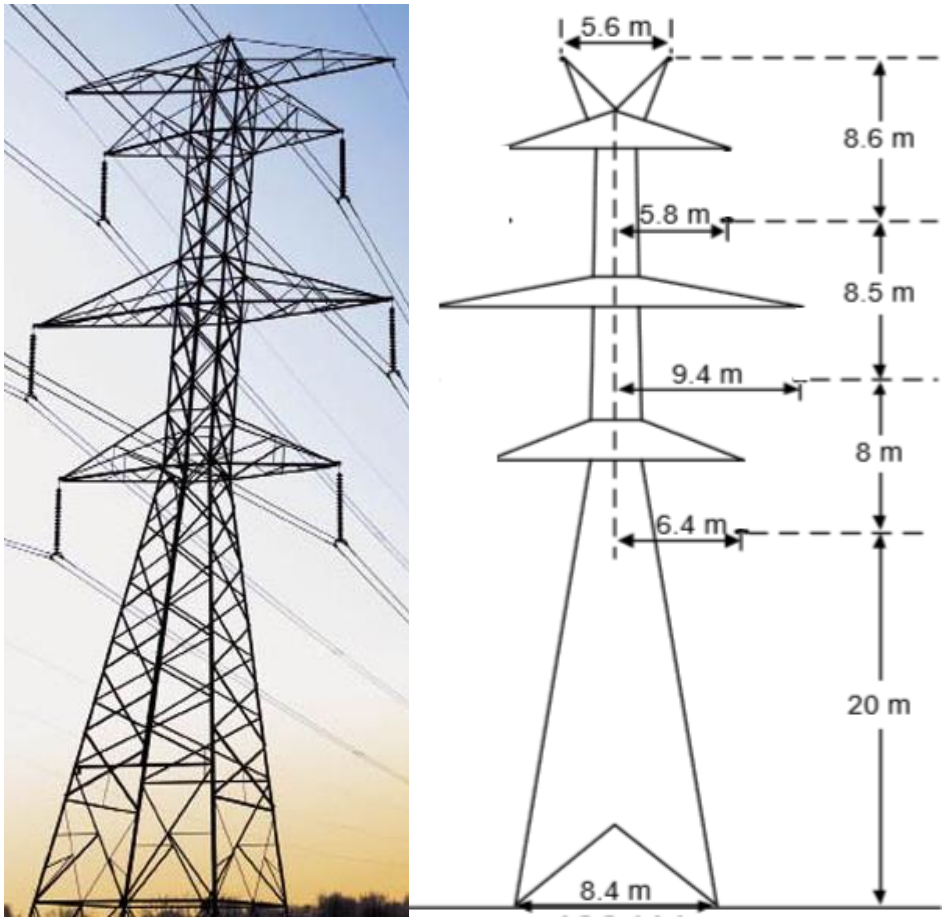
Fonte: Autoria própria.

A descarga atmosférica é caracterizada pelo espectro de frequência elevado, variando de DC até frequências inferiores a 10 MHz na qual a impedância/admitância tanto do sistema de aterramento como da torre de transmissão são dependentes da frequência. A Figura 30 mostra o espectro de frequência para a descarga atmosférica da Figura 29, cujo intervalo de frequência varia de 0 até 5 MHz. Para todas as simulações das próximas seções, o intervalo de 100 Hz até 5 MHz para o cálculo da admitância de torres de transmissão em tamanho real (convencionais) e torres elevadas (gigantes) é adotado. Nesse intervalo, os efeitos da frequência na impedância de aterramento, devido aos efeitos capacitivos e indutivos entre os eletrodos e solo, são levados em consideração e produzem resultados mais precisos para o cálculo das tensões causadas por descargas atmosféricas.

4.2.1 Torre de transmissão autoportante de circuito duplo

Na Figura 31 é mostrada uma torre de transmissão autoportante de circuito duplo em tamanho real (T_2) de 400 kV, juntamente com as suas dimensões para o projeto no FEKO®. Na Figura 32 é mostrada a torre de transmissão T_2 projetada no FEKO® com o sistema de aterramento composto por cabos contrapeso. Para o aterramento são utilizados os cabos contrapesos da Figura 28, sendo uma configuração típica de aterramento para torres de transmissão em alta tensão no Brasil (CEMIG, 2003). Torres autoportantes metálicas e treliçadas pois possuem como vantagens a ocupação de um espaço reduzido, uma estrutura leve e composição modular.

Figura 31 - (a) Torre de transmissão autoportante de circuito duplo em tamanho real; (b) torre desenhada no FEKO.

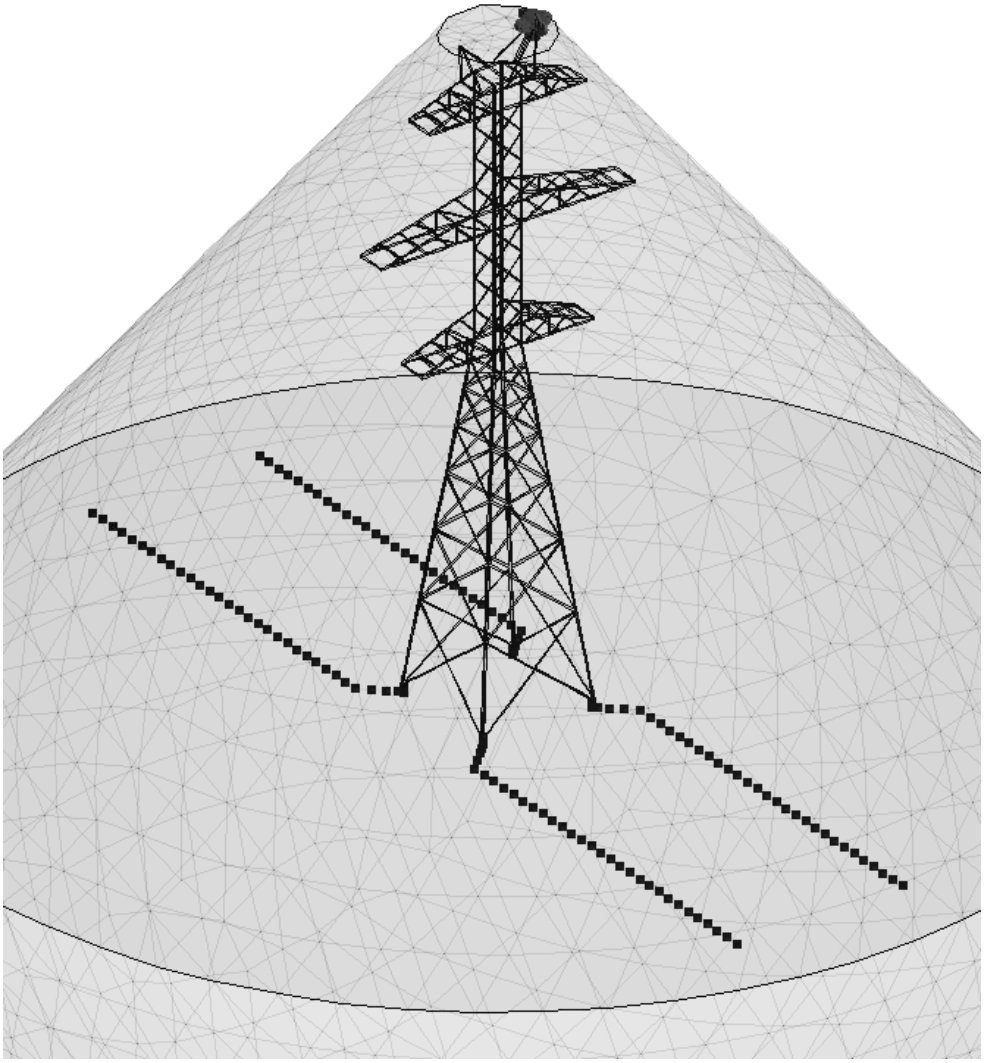


Fonte: Adaptado de: (a) Kehang (2018) e (b) Datsios (2015).

O domínio na qual a estrutura é inserida é formado por uma semiesfera metálica, limitando o solo, de uma resistividade conhecida, e por um tronco de cone metálico, limitando o espaço livre em torno da torre de transmissão em tamanho real, ambos feitos por um material condutor metálico perfeito (PEC). Esses dois sólidos combinadas são necessários para a fornecer um caminho fechado para a corrente elétrica que circula entre o topo da torre de transmissão para o solo, através dos condutores de aterramento. No Anexo V é mostrado diversos ensaios para para delimitar os valores do raio da semiesfera para eletrodos simples de aterramento. A influência da frequência nos parâmetros do solo (permissividade e condutividade) não foi

considerada nas análises, mas pode ser incluída em futuras análises pelo FEKO. Em todas as simulações desse trabalho, o raio da semiesfera é de 100m e a altura do cone dependerá da altura da estrutura metálica da torre.

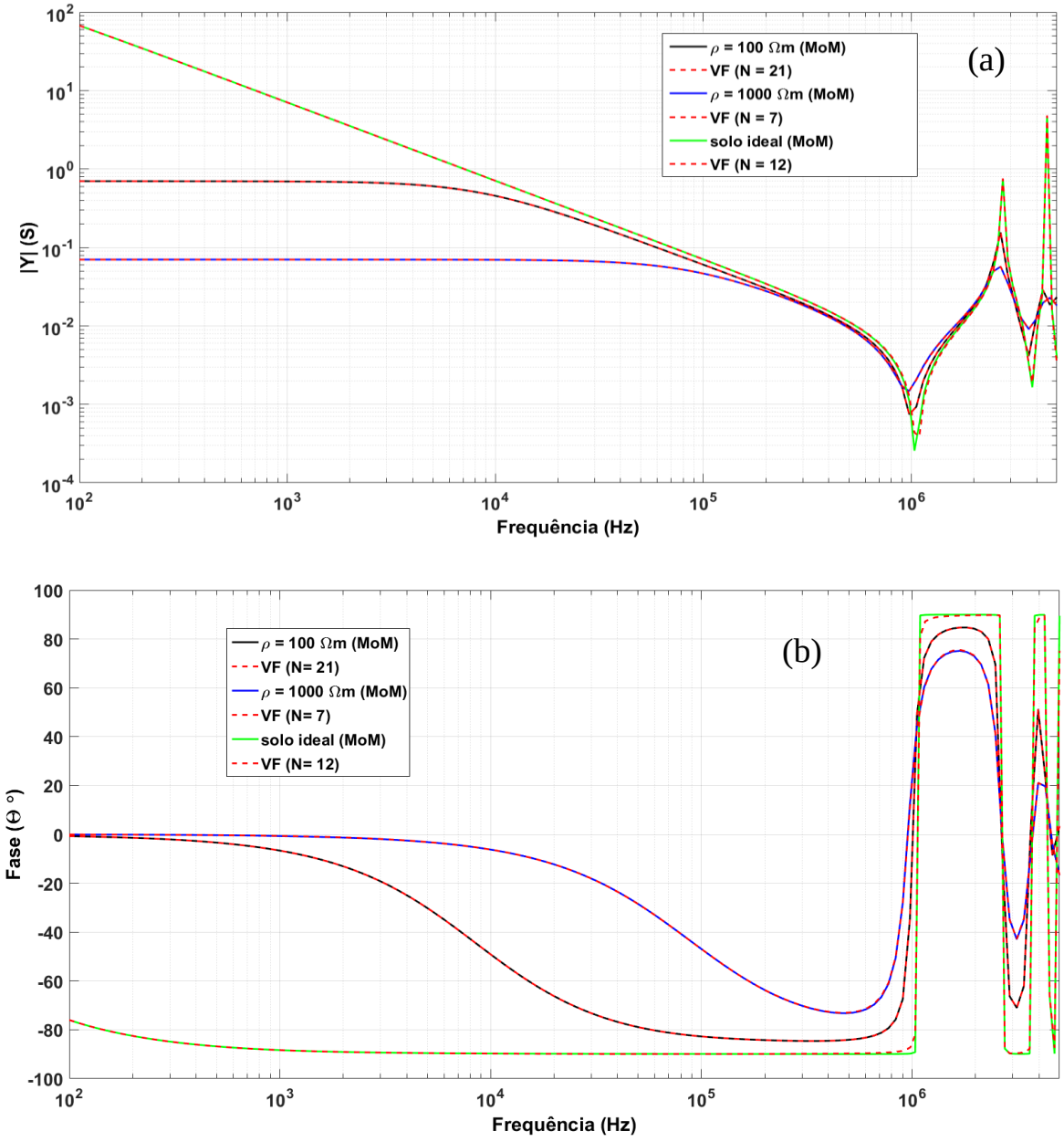
Figura 32 - Torre de transmissão autoportante (T_2) projetada no FEKO.



Fonte: Autoria própria.

Nas Figuras 33-(a) e (b) são mostradas as magnitudes e as fases das admitâncias obtidas para a torre de transmissão T_2, respectivamente, levando em consideração solos de resistividade ρ = 100 e 1000 Ωm e o solo ideal. Todas as curvas obtidas são ajustadas utilizando a técnica do *Vector Fitting* (VF), na qual N polos são usados para aproximar cada curva.

Figura 33 - (a) Magnitude e (b) fase da admitância considerando ρ = 100 e 1000 Ω.m obtida com o MoM e o VF.



Fonte: Autoria própria.

Na Figura 33 nota-se que o VF aproximou precisamente as curvas de admitância da torre de transmissão T_2 obtida pelo MoM para cada condição de solo. O número de polos N para

sintetizar cada curva de admitância é variável para cada resistividade do solo, conforme mostrado na legenda da Figura 33. As curvas obtidas apresentam suavidade para todo o intervalo de frequência, na qual o ajuste pelo VF é feito com precisão, minimizando os erro de ajustes para cada caso.Verifica-se que para um solo real, a curva da admitância apresenta um comportamento descrescente até 1MHz, tipicamente indutivo, na qual a partir desse valor de frequência, a admitância pode assumir um valor capacitivo ou indutivo.

Em solos reais, para frequências inferiores a 1 kHz, a magnitude da admitâcia é constante e sua amplitude diminui significativamente com o aumento da resistividade do solo, apresentando um comportamento resistivo. Para as condições de baixa frequência, os efeitos capacitivos e de ionização do solo são desprezíveis e o sistema de aterramento comporta-se como uma resistência linear simples. A partir de 1 kHz, a admitância assume um comportamento indutivo ou capacitivo, conforme mostrado na Figura 33-(b), sendo dependente do intervalo da frequência, já que esses efeitos se tornam mais significativos e devem ser considierados para análises mais precisas. As curvas contém poucas oscilações em altas frequências e apresentam suavidade em todo intervalo analisado.

De modo geral, o efeito do solo é mais signficativo à baixas frequências, frequências inferiores a 1kHz, no qual o solo interfere na amplitude da admitância. Dessa forma, em um solo ideal o efeito do sistema de aterrametno é deprezado e a maior amplitude da admitância é obtida, sendo essa referente apenas à admitância da estrututura da torre T_2. De 1 kHz a 1 MHz, todas as curvas praticamente apresentam o mesmo valor em magnitude, divergindo apenas no comportamento da fase. Acima de 1 MHz, os picos obtidos para a admitância T_2 em um solo ideal são mais expressivos, do que os picos obtidos para a curva T_2 em solos reais.

Uma vez obtidas as curvas das admitâncias para a torre T_2, o passo (ii) da metodologia é aplicado. Nesse passo, as curvas das admitâncias são representadas por circuitos elétricos com parâmetros discretos diretamente no domínio do tempo. Esses circuitos são compostos por associação de resistores (R), indutores (L) e capacitores (C) em série ou em paralelo na qual a admitância é aproximada as obtidas pelo MoM para torre T_2. O número de ramos *n* de circuitos RL e de ramos *m* de circuitos RL(R//C) é depedente da resistividade so solo, uma vez que a

geometria da torre e o sistema de aterramento permanece inalterado para essas simulações. Na tabela 6 são apresentados os polos e resíduos obtidos pelo VF para aproximar a curva da admitância da torre T_2 para um solo ideal.

Tabela 6- Resíduos e polos do VF para torre T_2 e solo ideal.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
0.0199e4	-2.3845e4
0.0142e4	-0.1990e4
0.1150e4	-0.0993e4
4.3095e4	-0.0149e4
(1.7923 ± 0.0058i)e5	(-0.0166 ± 3.8200i)e7
(0.3678 ± 0.0021i)e5	(-0.0003 ± 2.8172i)e7
(0.8088 ± 0.0004i)e5	(-0.0004 ±1.7169i)e7

Fonte: Autoria própria.

Nas tabelas 7 e 8 estão os parâmetros do circuito RL (polos reais) e os parâmetros do circuito RL(R//C) (polos complexos) para sintetizar a admitância para um solo ideal.

Tabela 7-Parâmetros dos circuitos RL (polos reais) considerando solo ideal.

	R_P (Ω)	L_P (H)
n =1	120.0239	0.00503345
n =2	14.0650	0.00706683
n= 3	0.8632	0.00086959

$n = 4$	0.0035	0.00002320

Fonte: Autoria própria.

Tabela 8-Parâmetros para os circuitos RL(R||C) (polos complexos) considerando solo ideal.

	$R_{X1}(\Omega)$	L_{X1} (H)	R_{X2} (Ω)	C_X (nF)
$m = 1$	0.1175	0.0279e-4	0.1400e5	0.2456
$m = 2$	2.2022	0.1360e-4	-0.6926e5	0.0927
$m = 3$	0.0743	0.0618 e-4	-4.8823e5	0.5488

Fonte: Autoria própria.

O circuito é composto por $n = 4$ ramos de circuito RL em série e $m = 3$ ramos de circuitos RL (C||R). Na tabela 9 são mostrados os resíduos e os polos da curva aproximada do VF para a torre T_2 considerando o solo de $\rho = 100\ \Omega$m .

Tabela 9-Resíduos e polos para VF considerando $\rho = 100\ \Omega$m.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
3.7500e4	-5.3773e4
2.2755e3	-1.0484e6
1.8447e3	-2.6701e6
6.3583e-1 ± 2.2120e-1i	-4.2004e2 ± 4.1944e2i
3.0453e-3 ± 2.3446e-3i	-1.5410e1 ± 6.9135e2i
8.9733e-4 ± 1.2303e-3i	-9.6602 ± 7.9369e2i

9.0163e-4 ± 4.0766e-3i	-2.9462 ± 9.0916e2i
-1.7245e-3 ± 9.8744e-4i	-9.3446e ±1.1434e3i
7.7631e4 ± 3.5169e3i	-4.8293e5 ±1.6725e7i
3.3131e4 ± 7.1550e3i	-1.3774e6 ± 2.7164e7i
4.6561e4 ±1.5237e2i	-2.0975e6 ± 3.2437e7i
3.5065e5 ±1.2314e4	-1.1544e6 ± 5.9083e7i

Fonte: Autoria própria.

Nas tabelas 10 e 11 são mostrados os parâmetros do circuito RL (polos reais) e os parâmetros do circuito RL(R//C) (polos complexos) para sintetizar a admitância para um solo ρ = 100 Ωm respectivamente.

Tabela 10-Parâmetros para os circuitos RL (polos reais) para sintetizar a admitância considerando para ρ = 100 Ωm.

	R_P (Ω)	L_P (H)e-6
n =1	1.4475e3	542.1059
n =2	1.4340	26.6670
n =3	460.7360	439.4664

Fonte: Autoria própria.

Tabela 11- Parâmetros para os circuitos RL(R||C) (polos complexos) para sintetizar a admitância considerando para ρ = 100 Ωm.

	R_{X1}(Ω)	L_{X1} (H)	R_{X2} (Ω)	C_X (F)
m = 1	445.0518	786.3696e-3	565.7821e1	6.4479e-6

m = 2	-84.8638e3	164.1863	228.2195e3	8.0003e-9
m = 3	611.7406e3	557.2103	-937.2385e3	989.2648e-12
m = 4	-2.2779e6	554.5483	2.3893e6	101.7441e-12
m = 5	-192.5203e3	-289.9318	779.9017e3	-1.9869e-9
m = 6	7.9906	6.4407e-6	-6.5705e3	553.8886e-12
m = 7	109.3180	15.0915e-6	-2.5964e3	85.7992e-12
m = 8	21.3841	10.7386e-6	5.1272e3	88.5072e-12
m = 9	-1.3124	1.4259e-6	1.5433e3	200.6511e-12

Fonte: Autoria própria.

O circuito é composto por *n* = 3 ramos de circuito RL em série e *m* = 9 ramos de circuitos RL (C||R). Na tabela 12 são apresentandos os resíduos ou polos para a torre T_2 considerando o solo ρ = 1000 Ωm.

Tabela 12-Resíduos e polos para VF considerando ρ = 1000 Ωm.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
3.9562e4	-5.6776e5
7.8671e4 ±9.5456e3i	-1.4030e6 ±1.6535e7i
4.1623e4 ±2.0804e4i	-2.8563e6 ±2.7832e7i
1.0434e6 ±9.1619e5i	-5.4399e7 ±5.5483e7i

Fonte: Autoria própria.

Nas tabelas 13 e 14 são apresentados os parâmetros do circuito RL (polos reais) e os parâmetros do circuito RL(R//C) (polos complexos), respectivamente, para sintetizar a admitância para o solo de resistividade $\rho = 1000\ \Omega$m.

Tabela 13-Parâmetros para os circuitos RL (polos reais).

	R_P (Ω)	L_P (H)
$n = 1$	14.3512	25.2769e-6

Fonte: Autoria própria.

Tabela 14- Parâmetros para os circuitos RL(R||C) (polos complexos).

	R_{X1}(Ω)	L_{X1} (H)	R_{X2} (Ω)	C_X (F)
$m = 1$	21.6678	6.3556e-6	-2.9228e3	567.1516e-12
$m = 2$	201.4171	12.0127e-6	-1.0520e3	85.9871e-12
$m = 3$	49.4158	479.2096e-9	460.0103	382.7507e-12

Fonte: Autoria própria.

O circuito é composto por $n = 1$ ramo de circuito RL em série e $m = 3$ ramos de circuitos RL (C||R). A Tabela 15 mostra um resumo do numero de n de ramos de circuitos RL e m ramos de circuitos RL(R//C) para sintitezar as admitancias da torre T_2 para os solos considerados.

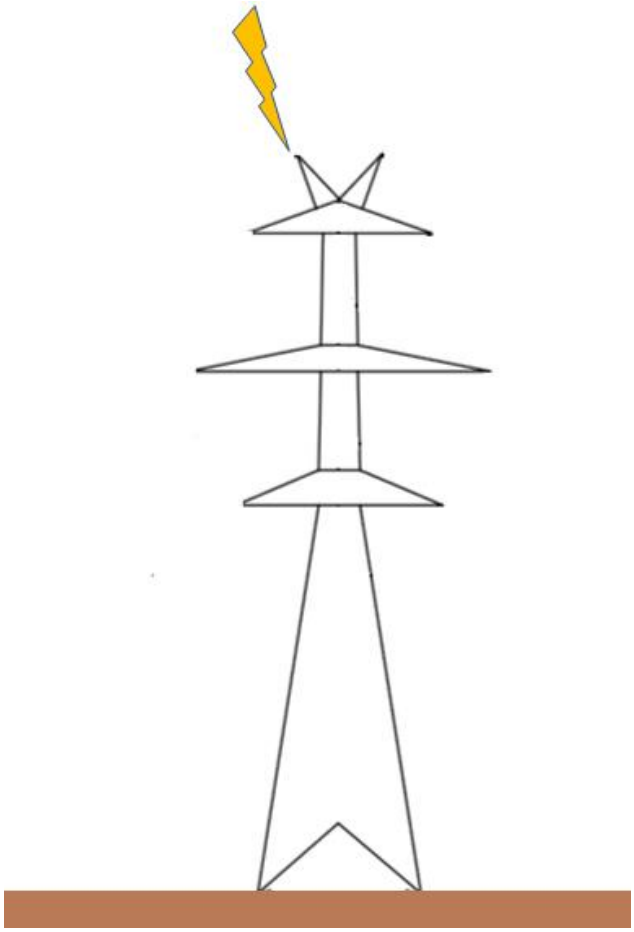
Tabela 15 - Número de circuitos RL e RL(R//C) para admitância T_2 em diversos solos.

solos	*n*	*m*
Ideal	4	3
100 Ωm	4	9
1000 Ωm	1	3

Fonte: Autoria própria.

Uma vez conhecidos todos os parâmetros discretos dos circuitos aproximados pelo VF, esses circuitos são inseridos em *software* de análise transitória (PSCAD®) e as tensões no topo da torre para cada tipo de solo são calculadas. A descarga atmosférica é injetada no topo da torre de transmissão $T_{2,}$ conforme mostrado na Figura 34.

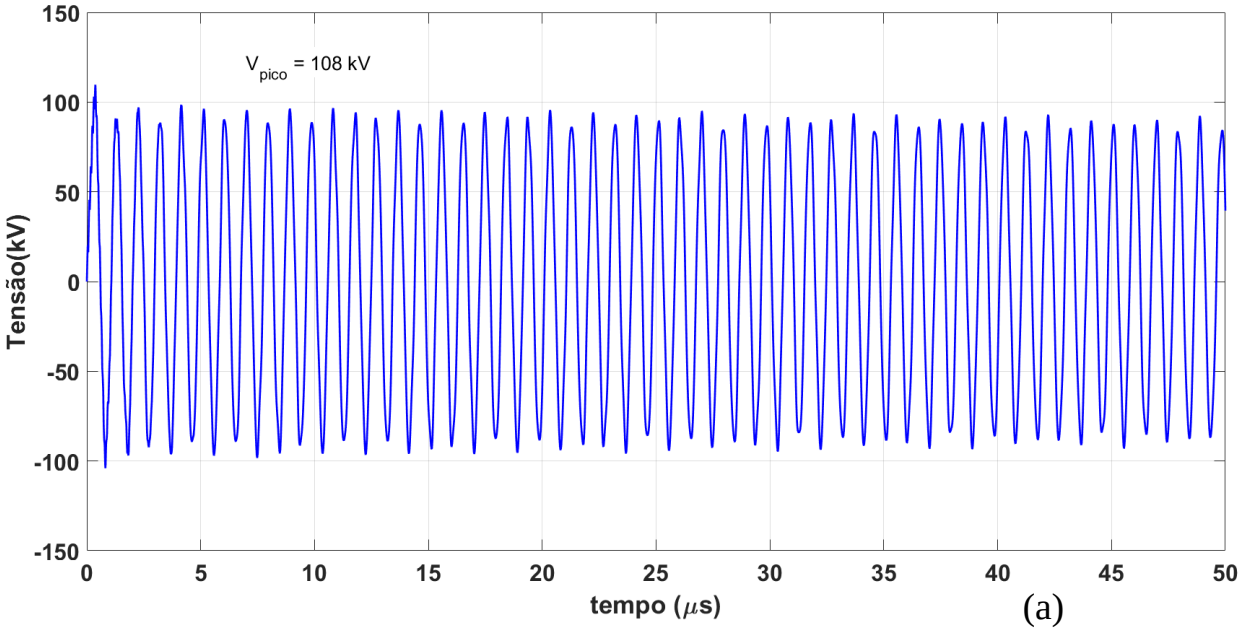
Figura 34- Descarga atmosférica incidente no topo da torre de transmissão $T_{2.}$



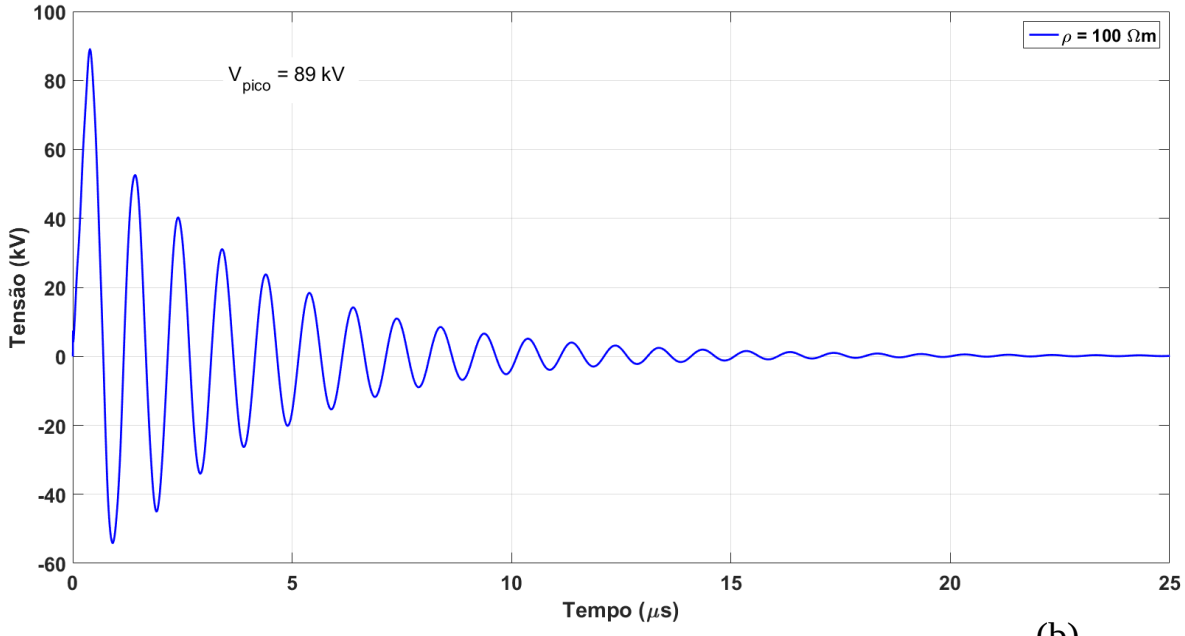
Fonte: Autoria própria.

As tensões provocadas pela descarga atmosférica é calculada para o solo ideal e os solos de resistividade ρ = 100 e 1000 Ωm e são mostradas nas Figuras 35 –(a) a (c) respectivamente.

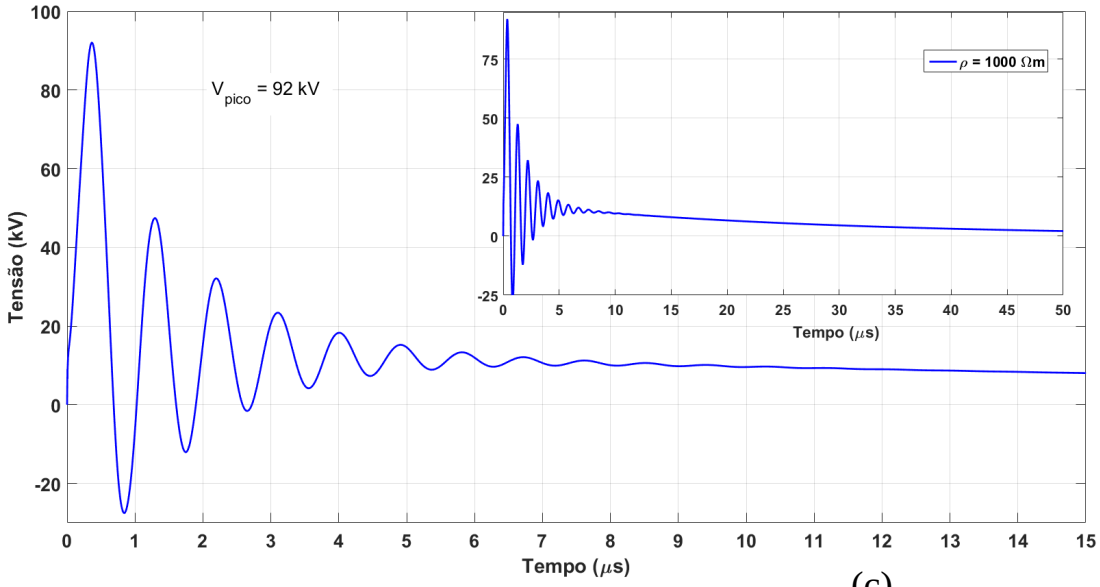
Figura 35-Tensões no topo da torre T_2 considerando: (a) solo ideal; (b) ρ = 100 Ωm e (c) ρ = 1000 Ωm.



(a)



(b)



(c)

Fonte: Autoria própria.

Considerando o solo ideal, o pico obtido é de 108 kV, sendo que a tensão apresenta um comportamento oscilatório durante a simulação conforme mostrado na Figura 35-(a). Para a condição do solo ideal, os polos complexos apresentam a parte imaginária mais elevada que a parte real, conforme mostrado na Tabela 6. Esse fato faz com que haja mais oscilações na tensão considerando um solo ideal do que para um solo real no domínio do tempo. Na Figura 35-(b), o pico da tensão é de 89 kV e o tempo para atingir o regime permanente (0 V) é de aproximadamente 20 µs considerando o solo de 100 Ωm. Na Figura 35-(c), o pico tensão é de 92 kV, e o tempo de regime transitório de 50 µs, considerando o solo de 1000 Ωm. Na Figura 35-(c), o pico da tensão é levemente superior ao obtido na Figura 34-(b), porém o tempo de regime transitório é muito maior (50 µs). Esse fato ocorre devido a impedância de aterramento para um solo de 1000 Ω.m ser mais elevada, gerando mais reflexões ao longo da estrutura da torre. A curva transitória segue um comportamento assintótico, na qual verifica-se que sua amplitude depende da resistividade do solo. Assim, quanto maior a resistividade do solo, maior será a amplitude da curva assintótica.

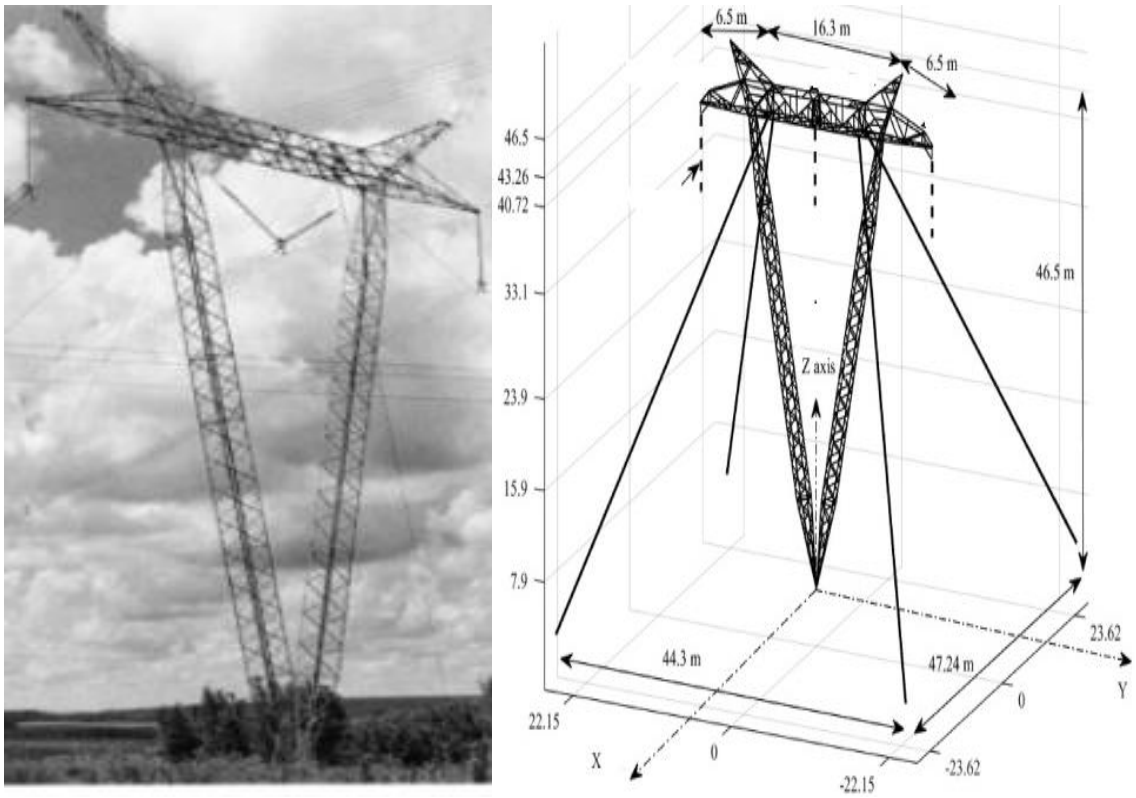
Ressalta-se que nessa metodologia, a impedância do sistema de aterramento, dependente da frequência, pode apresentar comportamento resistivo, indutivo ou capacitivo dependendo do intervalo de frequência analisado. Assim, o cálculo da tensões produzidas no topo da torre de transmissão T_2 são estimadas de modo mais preciso pois levam em consideração essa

característica do sistema de aterramento. Nas análises de transitórios eletromagnéticos comumente realizadas em softwares do tipo EMTP® ou PSCAD®, a impedância de aterramento é representada por um resistor puro, consistindo em uma simplificação nos cálculos e que pode levar a erros, dependendo o tipo de fenômendo trasiente estudado. Assim essa metodologia leva em consideração em seus cálculos o compartamento real do sistema de aterramento. A seguir as tensões provocadas para uma torre estaiada é calculada para diversos solos.

4.2.2 Torre de transmissão estaiada circuito simples

A segunda torre de transmissão estudada é a torre estaiada de alta tensão (T_3) de 440 kV, conforme mostrado na Figura 36, juntamente com suas dimensões. A Figura 37 mostra a torre T_3 projetada no FEKO® com o sistema de aterramento usando os cabos contrapeso .

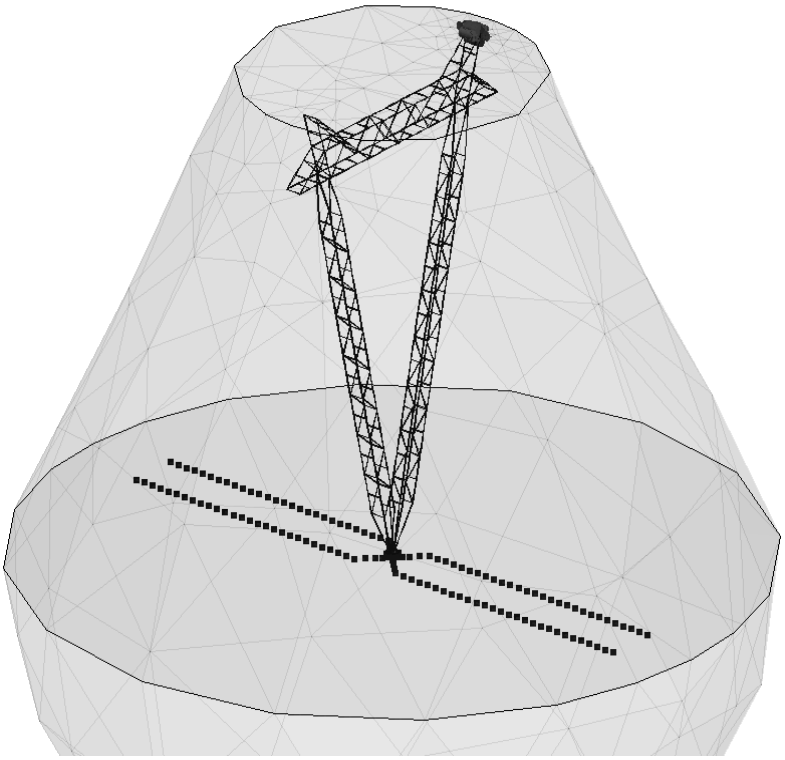
Figura 36-(a) Torre de transmissão estaiada de alta tensão em tamanho real; (b) torre desenhada no FEKO.



(a) (b)

Fonte: Adaptado de: (a) Kiessling (2003) ; (b) Electric Power Research Institute (1982);

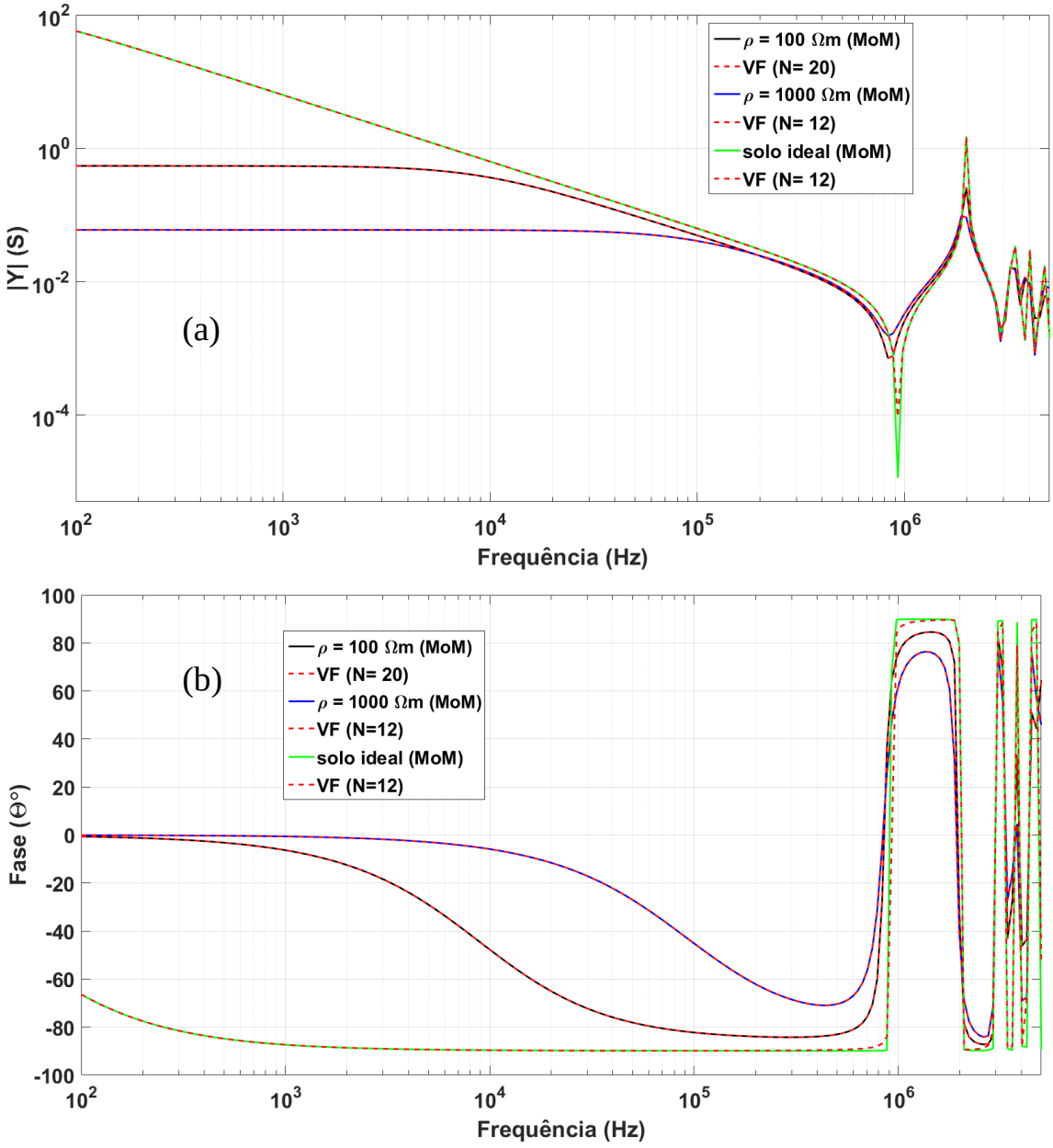
Figura 37-Torre de transmissão estaiada T_3 projetada no FEKO.



Fonte: Autoria própria.

As torres estaiadas são mais econômicas e mais leves que estruturas autoportantes, entretanto requerem maior área para sua instalação, devido aos estais e cabos de ancoragem. De modo análogo ao item anterior, as admitâncias da torre T_3 considerando solo ideal e dois solos de distintas resistividades são calculadas pelo MoM. Nas Figuras 38–(a) e (b) são mostradas as magnitudes e fases das admitâncias da torre T_3 para os solos de ρ = 100 e 1000 Ωm e solo ideal e também são ajustadas pelo VF.

Figura 38-(a) Magnitude e (b) fase da admitância considerando o solo ideal, e resistividade de ρ = 100 Ω.m e 1000 Ω.m obtida com o MoM e o VF para T_3.



Fonte: Autoria própria.

Uma vez obtidas as curvas das admitancias de T_3, circuitos elétricos discretos são propostos para representar cada curva (passo (iii)). Na tabela 16 são apresentados os resíduos e polos para a torre T_3 considerando o solo ideal.

Tabela 16-Resíduos e polos do VF para a curva da admitância T_3 considerando solo ideal.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
0.012046364	-2.5276416e5
0.0098838481	-0.2616671e5
0.01846840465	-0.018185421e5
0.06397313714	-0.007255729e5
3.86473064477	-0.002707791e5
0.01837102064	-0.000665546e5
(3.486461322 ±0.005825451i)e5	(-0.0138883 ± 5.1704722i)e7
(0.07655276 ± 0.000382831i)e5	(-0.0003784 ± 3.02899094i) e7
(0.05403946 ± 0.000168472i)e5	(-0.000538310 ± 2.509483251i)e7
(0.131841254± 0.000132112i)e5	(-0.000704932 ± 2.108535560i) e7
(0.49595915 ± 0.000520722i) e5	(-0.000587638 ±1.249859203i) e7
(0.00000004 ± 0.000000076i) e5	(-0.000000199 ± 0.000072646i) e7
(-0.00000031 ± 0.000000010i) e5	(-0.00000070 ± 0.0000623i)e7

Fonte: Autoria própria.

Para o solo ideal, os parâmetros dos circuitos RL (polos reais) e os parâmetros dos circuitos RL(R//C) (polos complexos) para sintetizar a admitância da T_3 são mostrados nas tabelas 17 e 18.

Tabela 17- Parâmetros dos circuitos RL para a curva da admitância T_3 considerando solo ideal.

	R_P (Ω)	L_P (H)
n =1	2.09826090e3	0.0083012594
n =2	0.26474221e3	0.010117516
n = 3	0.0098467e3	0.0054146528
n = 4	0.0011341e3	0.0015631561
n = 5	0.00000700e3	0.0000258750
n = 6	0.0003622e3	0.0054433557

Fonte: Autoria própria.

Tabela 18-Parâmetros dos circuitos RL(R||C) (polos complexos) para curva da admitância T_3 considerando solo ideal.

	R_{X1}(Ω) e5	L_{X1} (H)	R_{X2} (Ω)e5	C_X (F)e-6
m =1	0.000003230718	0.0000000143	0.7304032219	0.000260827
m = 2	0.000101407845	0.000000653	-4.0575061183	0.0000166872
m = 3	0.0000773679695	0.000000925	-7.9981343820	0.000017162
m = 4	-0.00000533955771	0.0000003792	5.9836863013	0.000059308
m = 5	0.00000191538394	0.0000001008	-2.17336230176	0.000634970
m = 6	1.18346748204019	1.0318685607	-1.6599359955	0.00527098
m = 7	-0.00447748516824	-0.1582544042	4.35442306134	-0.16251812

Fonte: Autoria própria.

O circuito representativo é composto por n = 6 ramos de circuitos RL e m = 7 ramos de circuitos RL(C//R). Na tabela 19 são apresentandos os resíduos e os polos da curva aproximada do VF, enquanto as tabelas 20 e 21 apresentam os parâmetros do circuito RL (polos reais) e os parâmetros do circuito RL(R//C) (polos complexos) para sintetizar a admitância da T_3 para um solo de resistividade $\rho = 100\ \Omega m$.

Tabela 19-Resíduos e polos do VF para a curva da admitância T_3 considerando $\rho = 100\ \Omega m$.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
3.3470e4	-5.7032e4
2.6455e3	-1.3723e6
4.8630e4 ±8.9930e2i	-1.7433e5 ±1.2433e7i
1.0786e4 ±1.7247e3i	-1.8206e5 ±2.0662e7i
7.6570e3 ±1.6037e3i	-2.9008e5 ±2.4867e7i
5.6075e3 ±2.0535e3i	-5.7557e5 ±2.9692e7i
3.4464e5±1.5520e3i	-6.3666e5±5.2411e7i

Fonte: Autoria própria.

Tabela 20 - Parâmetros dos circuitos RL para a curva da admitância T_3 com $\rho = 100\ \Omega m$.

	R_P (Ω)	L_P (μH)
n =1	1.704	29.8773
n =2	518.7190	378.0017

Fonte: Autoria própria.

Tabela 21 - Parâmetros dos circuitos RL(R||C) (polos complexos) para curva da admitância T_3 considerando $\rho = 100$ Ωm.

	R_{X1}(Ω)	L_{X1} (μH)	R_{X2} (kΩ)	C_X (pF)
m = 1	-571.530e-3	10.2818	3.9328	628.9903
m = 2	161.5851	46.3544	-6.5015	49.2704
m =3	-321.1421	65.2994	7.6664	23.7242
m = 4	1.0209e3	89.1663	-8.6573	11.2168
m = *5*	581.2419e-3	1.4508	4.5667	250.922

Fonte: Autoria própria.

O circuito é composto por *n* = 2 ramos de circuito RL em série e *m* = 5 ramos de circuitos RL (C||R). As tabelas 22, 23 e 24 mostram os resíduos e polos da curva aproximada do VF, os parâmetros do circuito RL (polos reais) e os parâmetros do circuito RL(R//C) (polos complexos) para sintetizar a admitância da T_3 para um solo de resistividade $\rho = 1000$ Ωm.

Tabela 22 - Resíduos e polos do VF para a curva da admitância T_3 considerando $\rho = 1000$ Ωm.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
3.5400e4	-6.0493e5
2.7615e4	-5.8714e6
5.0778e4 ±2.6217e3i	-4.7339e5 ±1.2288e7i
1.0220e4 ± 4.0191e3i	-4.3124e5 ±2.0613e7i
7.3040e3 ± 4.1342e3i	-5.7772e5 ±2.4768e7i
3.2897e3 ± 3.8151e3i	-1.0889e6 ±2.9511e7i

5.5232e5 ± 8.9431e4i	-9.4264e6 ±6.0907e7i

Fonte: Autoria própria.

Tabela 23 - Parâmetros dos circuitos RL (polos reais) para a curva da admitância T_3 para ρ = 1000 Ωm.

	R_P (Ω)	L_P (H)
n =1	17.0886	28.2489e-6
n =2	21.2616e3	3.6212e-3

Fonte: Autoria própria.

Tabela 24 - Parâmetros dos circuitos RL(R||C) para a curva da admitância T_3 considerando ρ = 1000 Ωm.

	R_{X1}(Ω)	L_{X1} (H)	R_{X2} (kΩ)	C_X (pF)
m = 1	-1.5860	9.8468e-6	1.3457	670.76
m = 2	417.6850	48.9236e-6	-3.1273	41.6629
m = 3	-920.1440	68.4556e-6	3.7987	18.0347
m = 4	5.3673e3	151.9900e-6	-9.3676	3.2216
m = *5*	17.4610	905.2663e-9	-7.9133	290.171

Fonte: Autoria própria.

O circuito é composto por *n* = 2 ramos de circuitos RL em série e *m* = 5 ramos de circuitos RL (C||R).

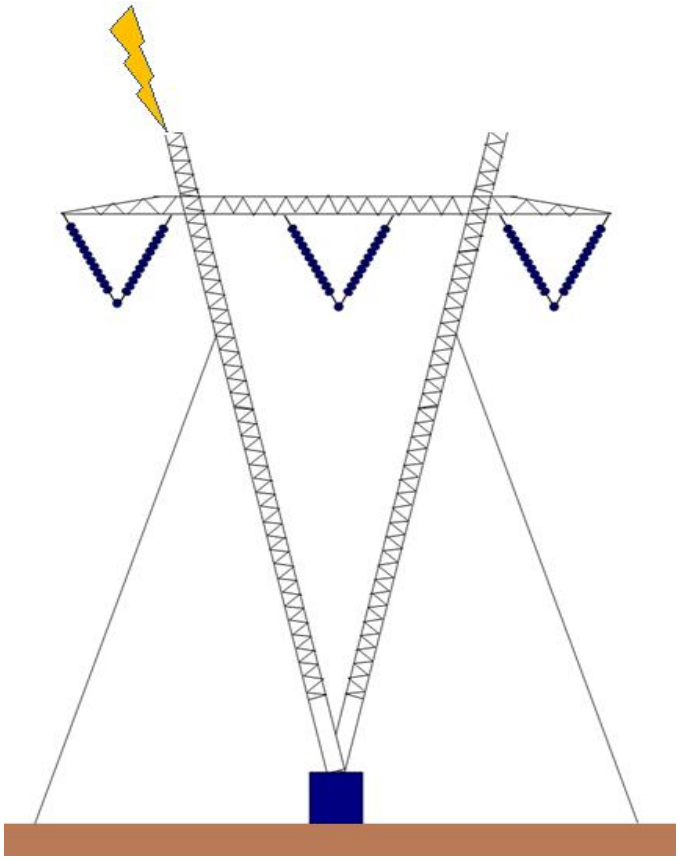
Tabela 25 - Número de circuitos RL e RL(R//C) para representar a torre T_3 em diversos solos.

solos	*n*	*m*
Ideal	6	7
100 Ωm	2	2
1000 Ωm	2	5

Fonte: Autoria própria.

As tensões provocadas por uma descarga atmosférica incidente no topo da torre, conforme mostrada na Figura 39, são calculadas considerando os solos ideal e de resistividade de 100 e 1000 Ωm (passo (iii)) e são apresentadas na Figura 40.

Figura 39 - Descarga atmosférica incidente no topo da torre estaiada T_3.



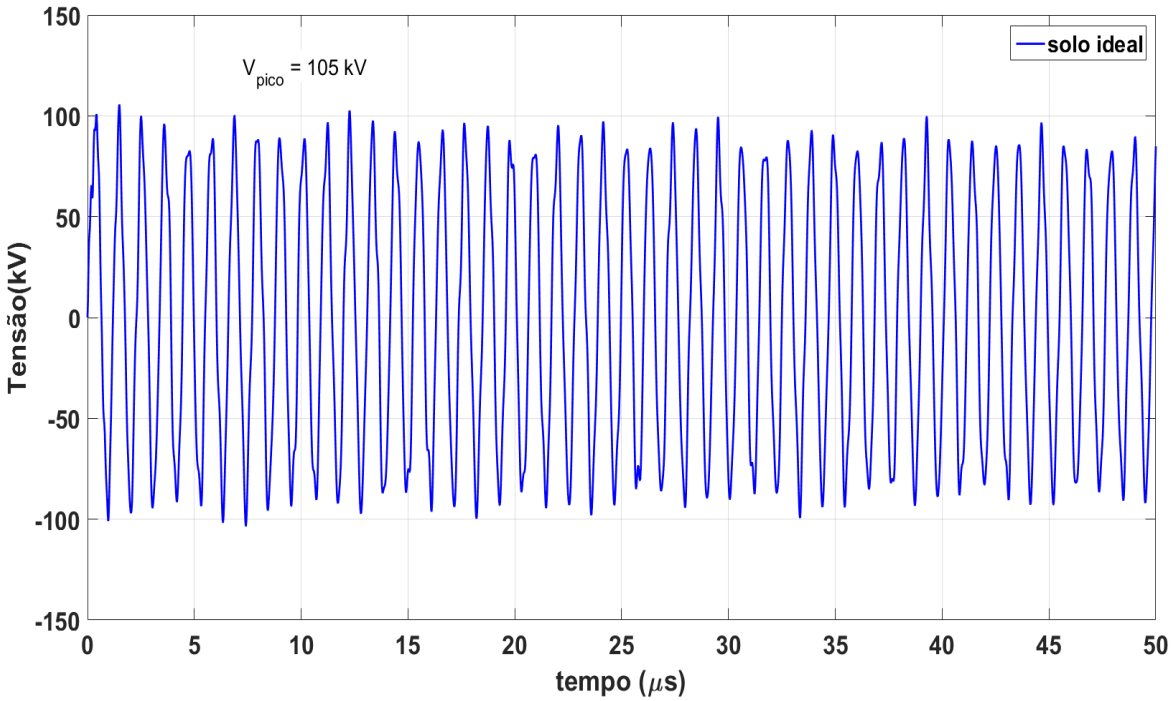
Fonte: Autoria própria.

Na Figura 40-(a) o pico da tensão é de 105 kV apresentando um comportamento oscilatório constante durante toda a simulação. Na tabela 16 os polos apresentam parte real inferior comparado a sua parte imaginária. Na Figura 40-(b), o pico da tensão é de 89 kV e o tempo para atingir o regime permanente (0 V) é de aproximadamente 30 µs para o solo de 100 Ωm. Verifica-se uma curva mais oscilatória, devido às múltiplas reflexões das ondas que viajam pela estrutura. A altura da torre T_3 é de 46 m, enquanto que a altura da torre T_2 é de 55 m, aproximadamente.

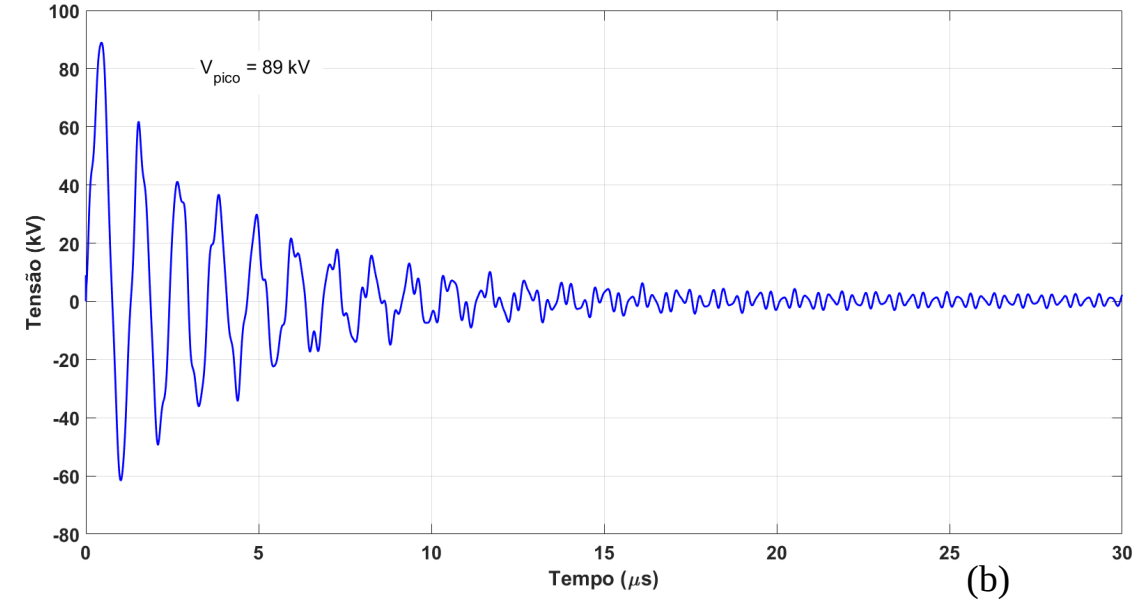
As ondas refletidas na torre T_3 percorrem uma distância menor quanto comparada com T_2, na qual provoca mais oscilações nas tensões no topo da torre e o tipo de conexão entre a torre e os eletrodos de aterramento podem estar associados as múltplas reflexões. Na Figura 38-(c), o

pico é de é de 93,60 kV aproximadamente, e o tempo de regime transitório superior a 50 µs, considerando o solo de 1000 Ωm e verifaca-se um comportamento assintótico na tensão produzida.

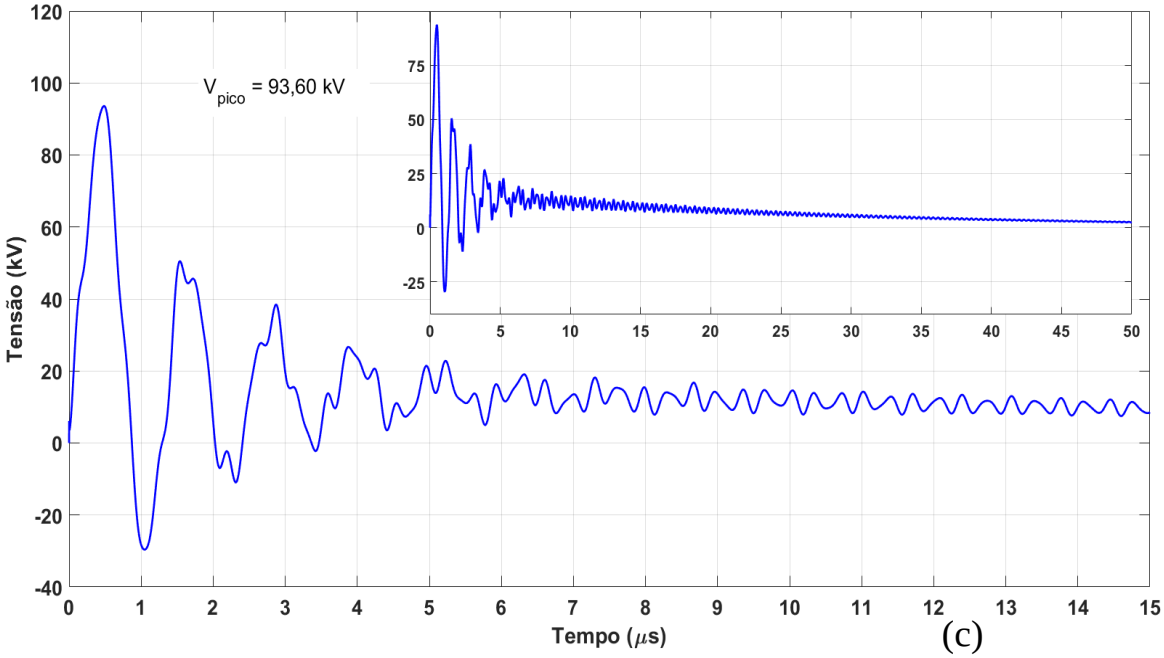
Figura 40 - Tensões no topo da para torre T_3 considerando: (a) solo ideal; (b) ρ = 100 Ωm e (c) ρ = 1000 Ωm.



(a)



(b)



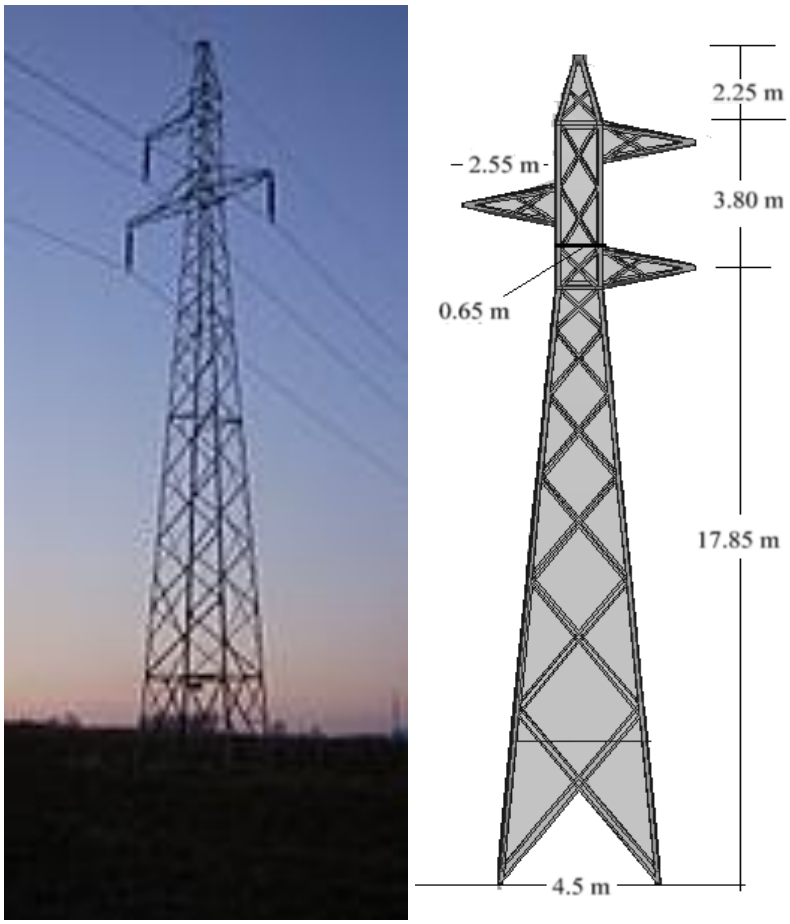
(c)

Fonte: Autoria própria.

4.2.3 Torre de transmissão autoportante circuito simples

Na Figura 41-(a) é mostrada uma torre de transmissão autoportante de circuito simples em tamanho real (T_4) de 138 kV, juntamente com as suas dimensões para o projeto no FEKO® (Figura 41-(b)) (SALARI, 2007) e na Figura 42 é mostrada a torre T_4 projetada no FEKO®.

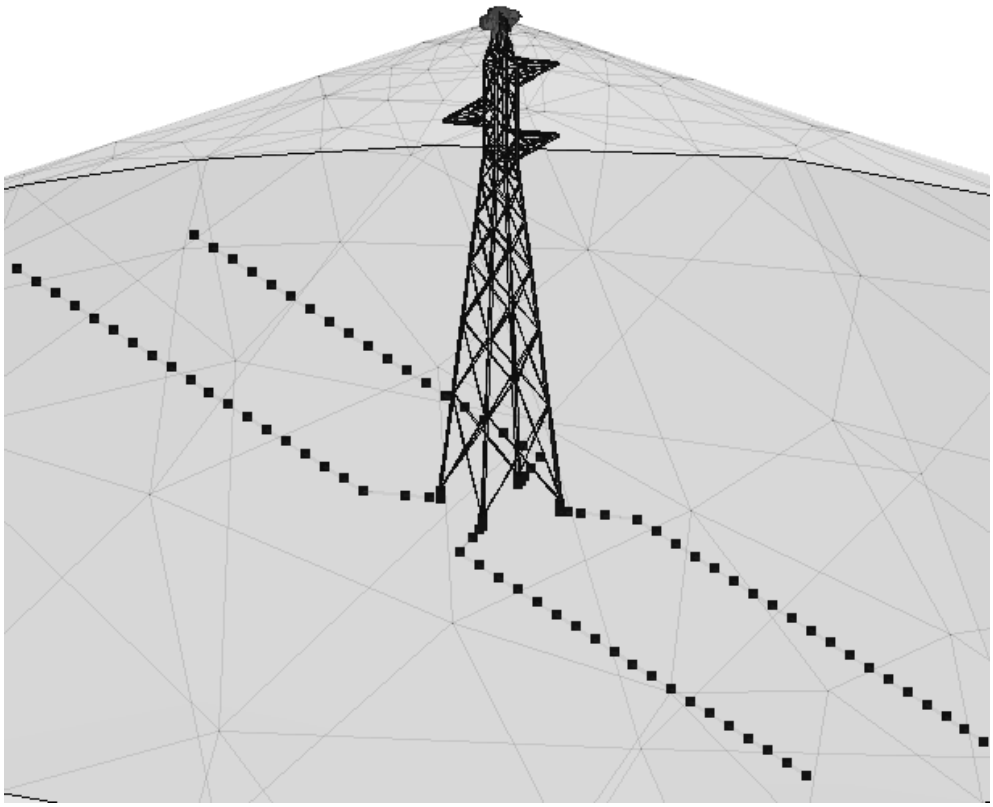
Figura 41 - (a) Torre de transmissão autoportante circuito simples de alta tensão T_4 em tamanho real; (b) torre desenhada no FEKO®.



(a) **(b)**

Fonte: Adaptado de: (a) Kiddle (2018) e (b) Salari (2011).

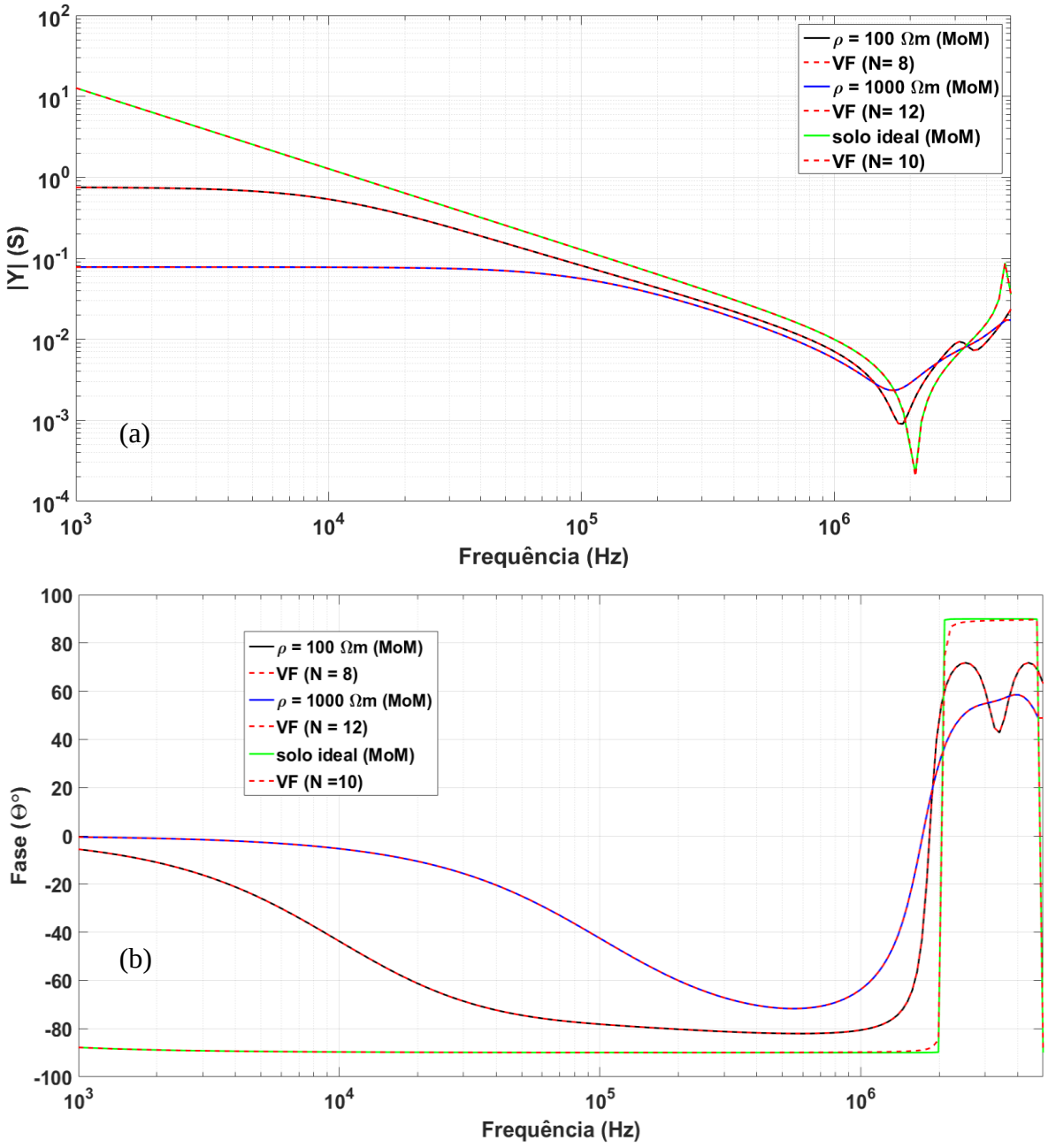
Figura 42 - Torre de transmissão autoportante circuito simples T_4 projetada no FEKO®.



Fonte: Autoria própria.

Na Figura 43 são apresentadas as magnitudes e as fases da admitâncias obtidas para a torre de transmissão T_4, levando em consideração solos de resistividade ρ = 100 e 1000 Ωm e um solo ideal.

Figura 43-(a) Magnitude e (b) fase da admitância considerando ρ = 100 Ω.m e 1000 Ω.m obtida com o MoM e o VF para T_4.



Fonte: Autoria própria.

Na tabela 26 são apresentandos os resíduos e os polos para aproximar a curva da admitância da torre T_4 em um solo ideal.

Tabela 26 - Resíduos e polos do VF para aproximar a curva da admitância T_4 para um solo ideal.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
0.0232e4	-4.2394e4
0.0878e4	-0.2575e4
0.0515e4	-0.1333e4
7.8594e4	-0.0208e4
(4.8083 ± 0.0266i)e5	(-0.0429 ±5.4284i)e7
(0.4920 ± 0.0010i)e5	(-0.0003 ± 3.0391i)e7

Fonte: Autoria própria.

Nas tabelas 27 e 28 são apresentados os resíduos e os polos da curva aproximada pelo VF, os parâmetros dos circuitos RL (polos reais) e os parâmetros dos circuitos RL(R//C) (polos complexos) para sintetizar a admitância da T_4 para um solo ideal.

Tabela 27 - Parâmetros dos circuitos RL para a curva da admitância T_4 considerando solo ideal.

	R_P (Ω)	L_P (H)
n =1	182.6337	0.004308057906
n =2	2.9343	0.00113930602
n = 3	2.5852	0.0019399446
n = 4	0.0027	0 .0000127236

Fonte: Autoria própria.

Tabela 28 - Parâmetros para os circuitos RL(R||C) (polos complexos) considerando $\rho = 100\ \Omega$m.

	$R_{X1}(\Omega)$	L_{X1} (H)e-4	R_{X2} (Ω)e5	C_X (nF)
m =1	0.7590	0.0104	0.2386	0.3263
m = 2	0.6843	0.1016	-1.5089	0.1065

Fonte: Autoria própria.

Na tabela 29 são apresentados os polos e residuos para a torre de transmissão T_4 de resistividade $\rho = 100\ \Omega$m.

Tabela 29 - Resíduos e polos para VF considerando $\rho = 100\ \Omega$m.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
0.9176519631e4	-1.635449431264e6
0.68202820808e4	-0.478503481748e6
1.28981150911e4	-0.046715367844e6
3.18011829055e4	-0.041296895168e6
0.001855255499e4	-0.00862738978e6
0.00000057993e4	-0.00396714335e6
(7.8664105248 ± 1.33357295i)e5	(-2.75487129 ± 8.79095196i)e7
(1.060552912 ± 0.36830074i)e5	(-0.3157237525 ± 3.5620674656i)e7
(0.11406477 ± 0.037249441i)e5	(-0.23812636533 ± 1.998123706i)e7

Fonte: Autoria própria.

Na tabela 30 são apresentados os parâmetros do circuito RL e na tabela 31 são apresentados os parâmetros do circuito RL(R//C).

Tabela 30 - Parâmetros para os circuitos RL (polos reais) considerando ρ = 100 Ωm.

	R_P (Ω)e5	L_P (H)e2
n =1	0.00178221	0.0000010897
n =2	0.000701588	0.0000014662
n = 3	0.000036218	0.0000007753
n = 4	0.000012985	0.0000003144
n =5	0.004650243	0.0005390093
n =6	6.840652278	1.7243269676

Fonte: Autoria própria.

Tabela 31 - Parâmetros para os circuitos RL(R||C) (polos complexos) considerando ρ = 100 Ωm.

	R_{X1}(Ω)	L_{X1} (H)e-4	R_{X2} (kΩ)	C_X (F)e-9
m = 1	26.9830	0.0064	0.3996	0.1979
m = 2	73.2039	0.0471	-0.7276	0.1492
m =3	390.4104	0.4383	-4.6737	0.0516

Fonte: Autoria própria.

O circuito é composto por *n* = 6 ramos de circuitos RL em série e *m* = 3 ramos de circuitos RL(C||R). Nas tabelas 32, 33 e 34 são mostrados os resíduos e os polos da curva

aproximada pelo VF, e os parâmetros dos circuitos RL e RL(R//C) para sintetizar a admitância da T_4 considerando um solo de resistividade $\rho = 1000\ \Omega m$.

Tabela 32 - Resíduos e polos para VF considerando $\rho = 1000\ \Omega m$.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
2.01897328e6	-1.53169152e8
0.046698475e6	-0.0044555e8
0.000012210e6	-0.00077966e8
-0.000000025e6	-0.000004418e8
(0.1153 ± 2.0412i)e5	(-0.7379 ± 3.3222i)e7
(0.4570 ± 0.1550i)e5	(-0.5063 ± 2.8934i)e7
(0.1866 ± 0.1976i)e5	(-0.7204 ± 1.7699i)e7

Fonte: Autoria própria.

Tabela 33 - Parâmetros para os circuitos RL (polos reais) para $\rho = 1000\ \Omega m$.

	R_P (Ω)	L_P (H)
n =1	0.0076e4	0.0000004953
n =2	0.0010e4	0.000021413
n = 3	0.6385e4	0.0818972887
n = 4	-1.7521e4	-39.652294035

Fonte: Autoria própria.

Tabela 34-Parâmetros para os circuitos RL(R||C) (polos complexos) ρ = 1000 Ωm.

	R_{X1}(Ω)e4	L_{X1} (H)e-4	R_{X2} (Ω)e4	C_X (F)e-10
m = 1	2.5822	0.4336	-2.5908	0.0007
m = 2	-0.0052	0.1094	0.0687	0.9793
m = 3	0.0695	0.2679	-0.1543	0.5618

Fonte: Autoria própria.

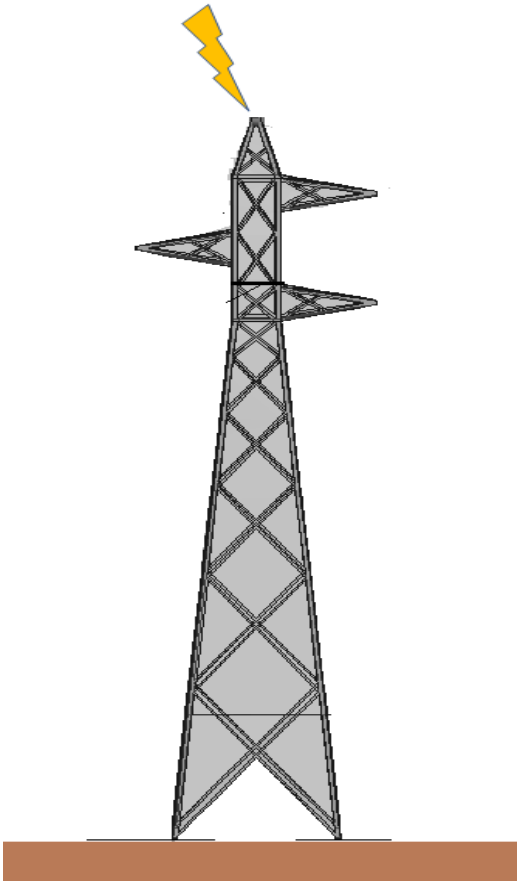
Para representar a curva da admitância T_4, o circuito discreto proposto é composto por *n* = 4 ramos de circuitos RL em série e *m* = 3 ramos de circuitos RL (C||R). Na tabela 35,os números de ramos de circuito RL e RL(R//C) que representam a admitância da torre T4 para os solos estudados são mostrados.

Tabela 35 - Número de ramos RL e RL(C//R) para a admitância T4 para diversos solos.

solos	*n*	*m*
Ideal	4	2
100 Ωm	6	3
1000 Ωm	4	3

Fonte: Autoria própria.

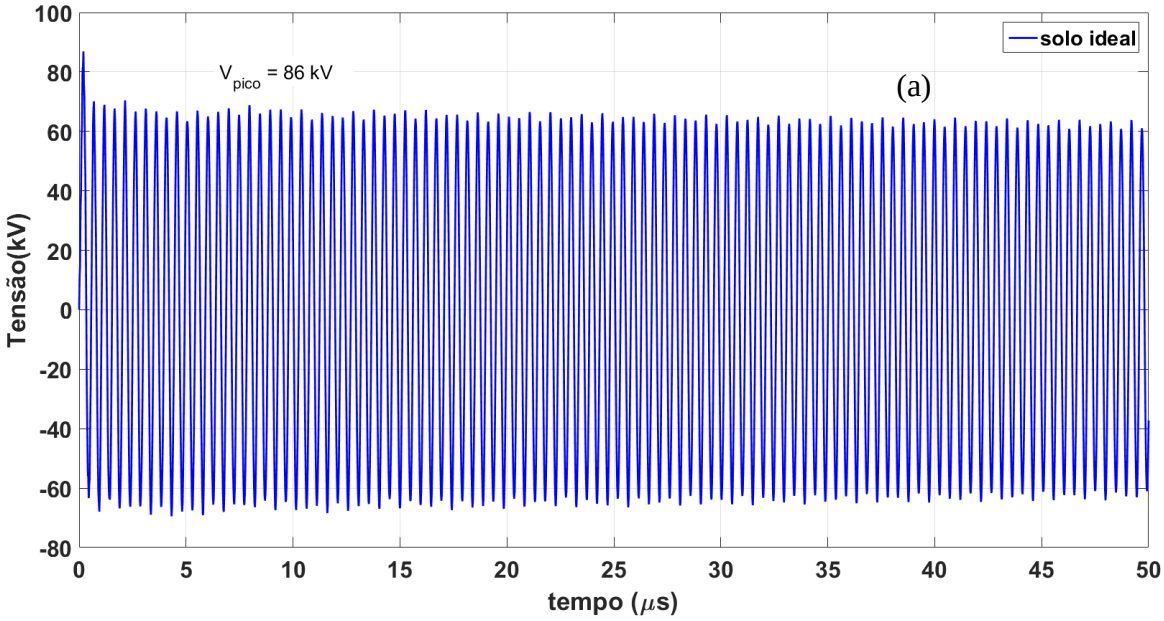
Figura 44 - Descarga atmosférica incidente no topo da torre T_4.

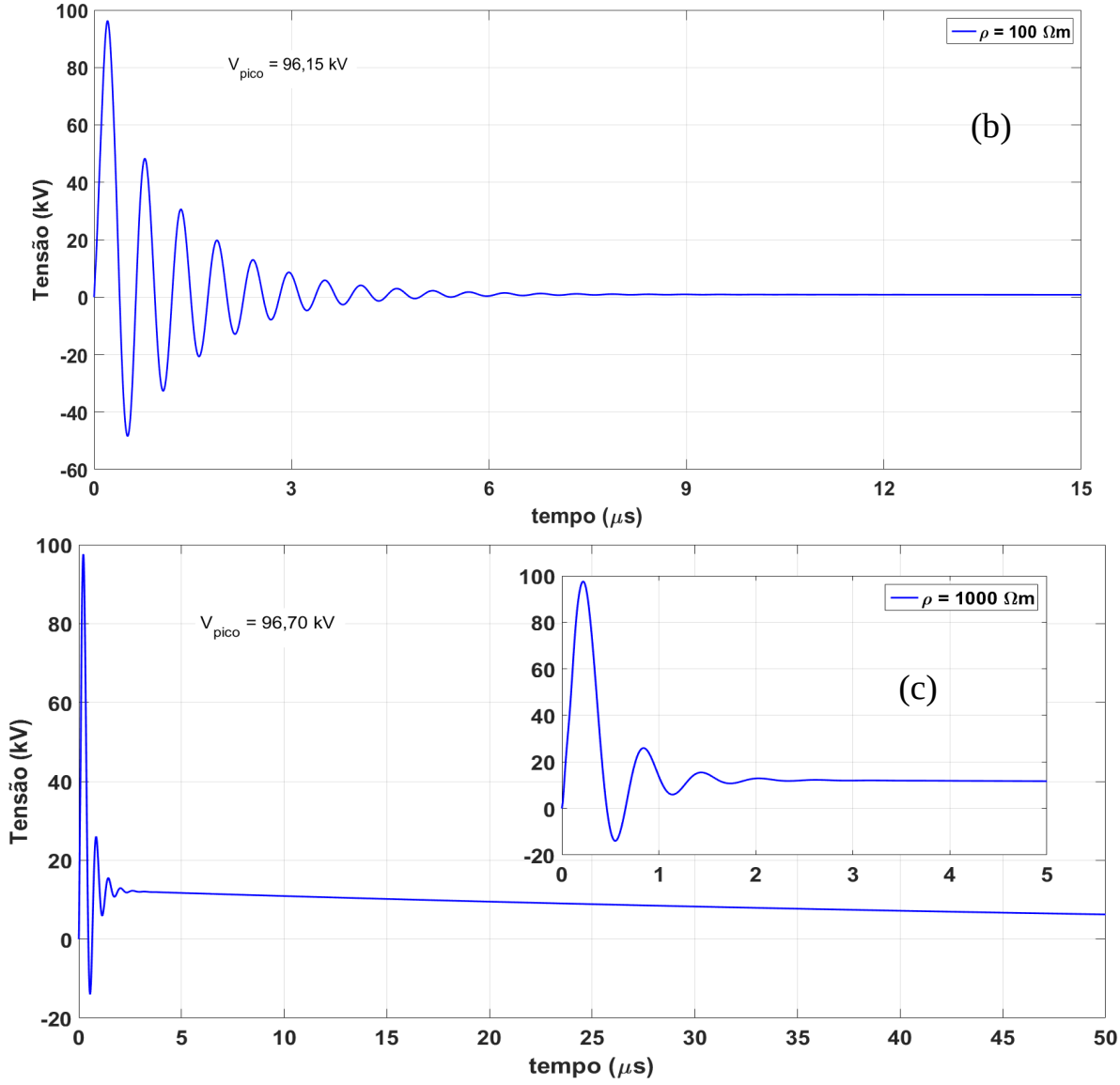


Fonte: Autoria própria.

Uma vez obtidas as curvas da admitância para a torre T_4, as tensões são calculadas usando o passo (iii). Uma descarga atmosférica incidente no topo da torre T_4 é estabelecida, conforme mostrado na Figura 44. As tensões provocadas por esse fenômeno são calculadas para os solos de 100, 1000 Ωm e ideal, como apresentadas na Figura 45.

Figura 45 - Tensão no topo da torre T_4 considerando: (a) solo ideal, (b) solo de ρ = 100 Ωm e (c) solo de ρ = 1000 Ωm.





Fonte: Autoria própria.

De modo análogo às tensões para uma descarga atmosférica das torres T_2 e T_3 para um solo ideal, a tensão induzida para a torre T_4 apresenta o comportamento oscilatório, na qual o valor de pico observado é de 86 kV.

Na Figura 45-(b), para o solo de 100 Ωm, o pico da tensão é de 96,15 kV e o tempo para atingir o regime permanente (0 V) é de aproximadamente 7 μs. Entretanto, para um solo de 1000 Ωm, o pico da tensão induzida apresenta uma amplitude de 96,70 kV e 3 μs para o amortecimento das oscilações. Nesse contexto, as geometrias das torres de transmissão têm um papel essencial para o cálculo das tensões causadas por descargas atmosféricas. Destaca-se que solos úmidos e argilosos apresentam tipicamente resistividade baixa. Assim, uma vez que a impedância de surto de uma torre de transmissão é constante para uma dada geometria, uma forma de reduzir a amplitude das oscilações da tensão consiste em diminuir a impedância do sistema de aterramento conectado aos pés da torre de transmissão.

Da literatura, muitos autores têm se dedicado ao estudo da impedância de aterramento de torres de transmissão, nos quais eletrodos horizontais e cabos contra-pesos são mais comumente empregados (CEMIG, 2003; VISACRO, 2002; VISACRO, 2016). Assim, para dado um solo específico, pode-se aumentar o comprimento dos cabos contrapeso (L_1) a fim de reduzir a impedância de aterramento do sistema. Entrentanto, há um comprimento limite, denominado de comprimento efetivo, na qual acima desse valor não é observada redução na impedância do eletrodo (TELLO, 2007). Outros arranjos de sistemas de aterramento são propostos para contornar esse problema ou utilizar eletrodos mais curtos, porém configurados em outra geometria (ALEMI, 2015). Nesse sentido, quanto menor a impedância de aterramento Z, menores serão as amplitudes das ondas de tensão refletidas ao longo da estrutura metálica, diminuindo as tensões ao longo de uma torre de transmissão e consequentemente, diminuindo a probabilidade de um *backflahsover* (HALIN *et al*., 2016).

De acordo com as tabela 35 que resume os números de circuitos RL e RL(L//C) para representar a torre de transmissão para distintos solos, verifica-se que com o aumento da resistividade do solo, há uma tendência no aumento do número de ramos *n* e *m.* Assim o circuito representativo de uma torre de transmissão convencional tende a ser mais complexo para solos de altas resistividades. Como vantangem dessa técnica, um circuito discreto passivo é facilmente implementado em software de análise em transitórios eletromagnéticos diretamente no domínio do tempo, sem a necessidade de transformadas Inversas de Laplace/Fourier.

Para uma dada geometria de torre, a amplitude da primeira oscilação da tensão induzida permanece praticamente constante independente da restividade do solo real. Em seguida, a forma de onda da tensão induzida é amortecida devido ao solo até entrar em valor de regime. Quanto menor a resistividade do solo, mais oscilações nas tensões são observadas nessas respostas transitórias. Na próxima seção, torres de transmissão elevadas (gigantes) são consideradas para o mesmo tipo de análise, na qual a altura da torre torna-se um fator importante para as tensões por descargas atmosféricas durante o regime transitório.

4.3-MODELAGEM DAS TORRES DE TRANSMISSÃO ELEVADAS

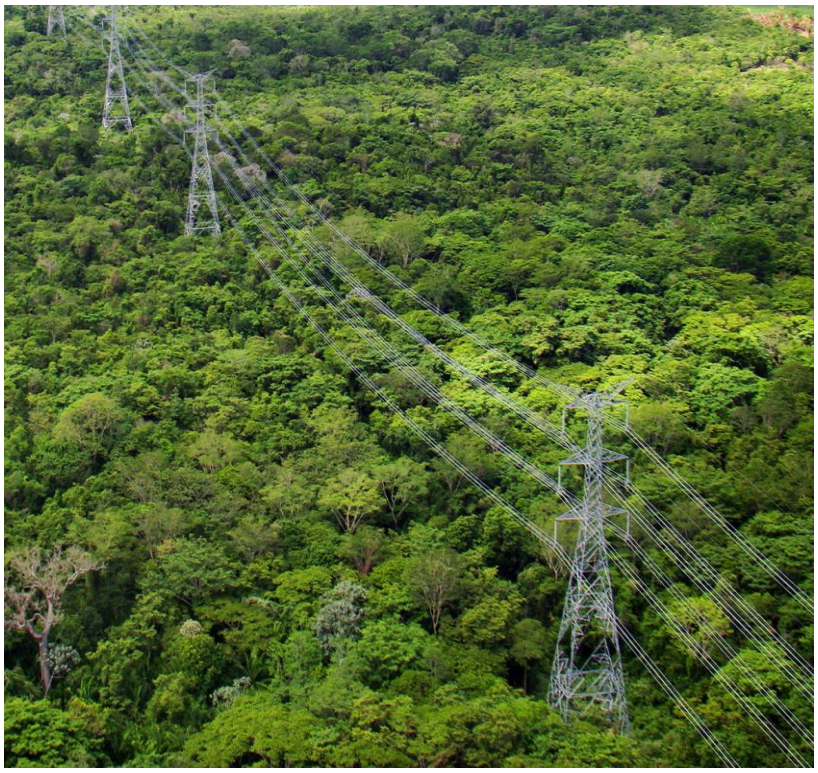
Nesta seção, as admitâncias de torres de transmissão elevadas (gigantes) são calculadas pelo MoM para diversas resistividades de solo. Três torres de transmissão gigantes com o sistema de aterramento constituído por cabos contrapesos são analisadas considerando solos de resistividade 100, 1000 e 2000 Ωm e o solo ideal. Em seguida, as tensões causadas por uma descarga atmosférica incidente são calculadas empregando o mesmo procedimento adotado para as torres convencionais.

4.3.1-Modelagem das torres de transmissão elevadas da Amazônia

As torres elevadas (gigantes) são necessárias para que a linha de transmissão esteja acima das copas das árvores, evitando assim o desmatamento de grandes áreas de mata nativa para o corredor de passagem da torre de transmissão, minimizando o impacto ambiental ao longo de seu comprimento (COSTA *et al*., 2017; PINTO *et al*., 2015). Na Figura 46 são mostradas algumas torres de transmissão elevadas em circuito duplo que cruzam a Floresta Amazônica acima das copas das árvores, evitando-se assim o desmatamento para o vão de passagem. Essas torres de transmissão elevadas pertencem à linha de transmissão Tucuruí-Macapá-Manaus, na qual possui 3.600 torres de transmissão, construídas para interligar os sistemas elétricos isolados da região norte ao sistema elétrico nacional (PEREIRA, 2013).

Outra justificativa para a construção de torres de transmissão elevadas é devido ao cruzamento sobre os rios cujas margens são distantes. Na linha de transmissão Tucuruí-Macapá-Manaus, destacam-se duas torres de transmissão elevadas (gigantes) devido a sua imponência nas margens do Rio Amazonas. Essas torres de transmissão em circuito-duplo de 500 kV, denominadas de torres 238 e 241, estão localizadas nas margens do Rio Amazonas, na cidade de Almeirin, estado do Pará.

Figura 46 - Torres de transmissão elevadas sobre as copas das árvores da Floresta Amazônica.



Fonte: Adaptado de Elaíze (2017).

Essas torres possuem altura de 295 m e na sua composição foram empregados 2.400 toneladas de aço em cada torre. A sua base é composta por 390 pilastras de concreto enterradas a 30 metros de profundidade. As torres gigantes cruzam sobre a Ilha de Jurupari, no Pará, que divide o Rio Amazonas em dois vãos de aproximadamente 1750 m e 2100 m, conforme mostrado na Figura 44, na qual a torre 241 está na margem esquerda e a torre 238 na margem direita.

Figura 47 - Vista superior da LT Tucuruí-Macapá-Manaus sobre o Rio Amazonas;

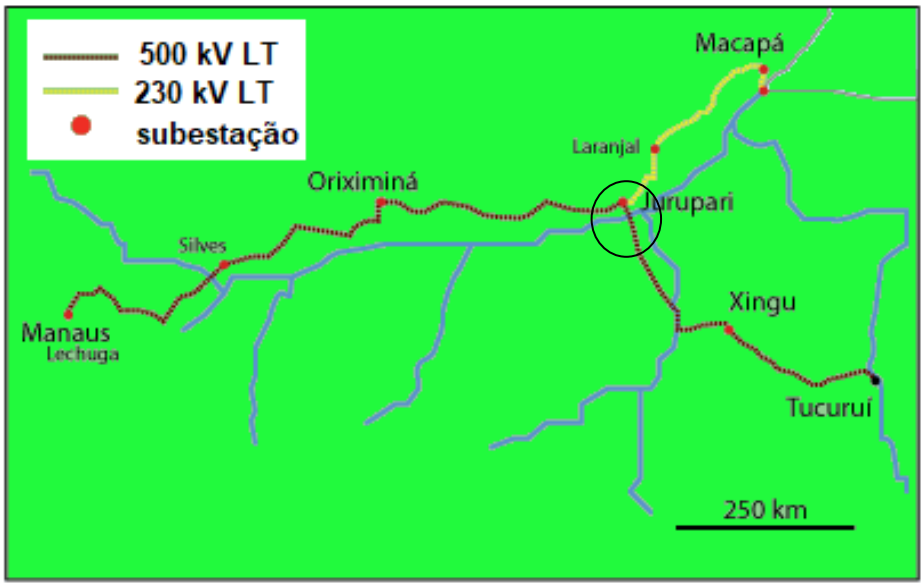


Fonte: Adaptado de Google Maps (Ilha do Jurupari, Pará) (2018).

A linha de transmissão (LT) Tucuruí-Macapá-Manaus liga a Região Norte ao Sistema Interligado Nacional (SIN) de energia elétrica. Antes dessa interligação, a população local era atendida por usinas términcas e geradores ineficientes. Esse tipo de matriz enegética é cara e poluente e todos os consumidores brasileiros colaboravam em suas contas de luz com um valor para os gastos da Região Norte. Outros fatores importantes dessa interligação são a melhora na qualidade do abastecimento de energia da região, campeã em apagões, e a geração de empregos durante e após as contruções da linha Tucuruí-Macapá-Manaus e subestações ao longo de sua extensão (DOILE, 2010; PINTO *et al*., 2015). Por outro lado, as torres de transmissão gigantes estão localizadas em uma área de muita instensa instabilidade climáticas e altos índicios isoceráunicos. Devido esse fato, dois cabos-guardas são instalados no topo das torres de transmissão gigantes para sua proteção contra descargas atmosféricas. Na Figura 45 é mostrado o

mapa LT Tucuruí-Macapá-Manaus com suas subestações e em destaque a área em que as torres 238 e 241 estão localizadas.

Figura 48 - Linha de Transmissão Tucuruí-Macapá-Manaus.



Fonte: Adaptado de ABB Brasil (2018).

Na Figura 49 é mostrado em detalhes a torre de transmissão gigante da linha de Manaus-Tucuruí-Macapá (T-241).

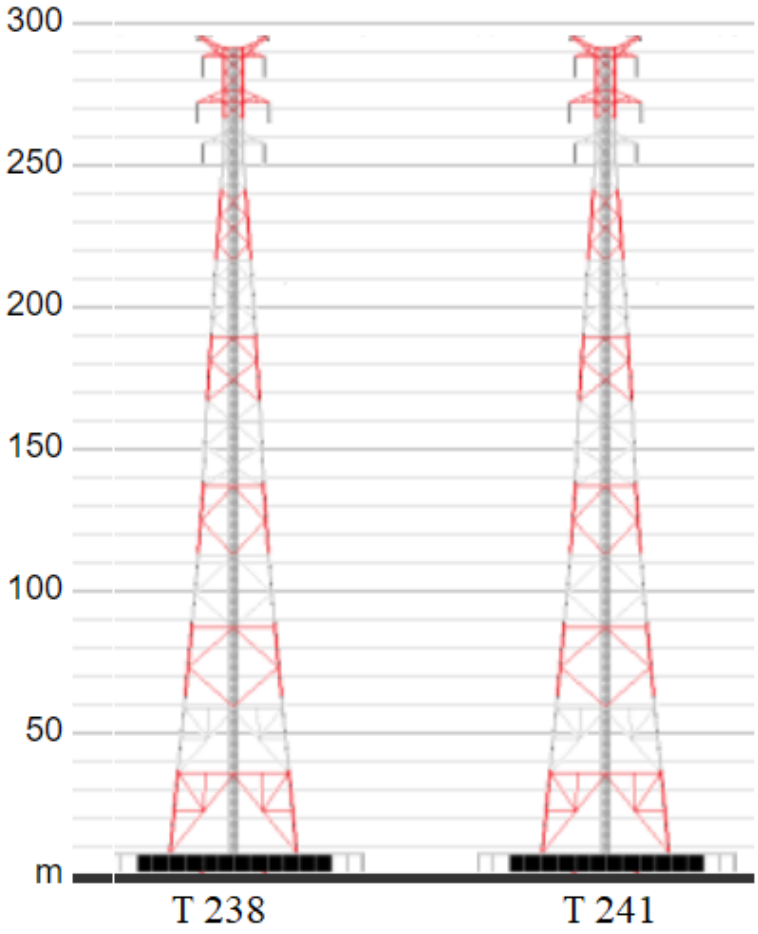
Figura 49 - (a) Vista lateral da LT gigante T-241.



Fonte: Adaptado de Silva (2018).

Na Figura 50 são mostradas as alturas dos braços das torres de transmissão gigantes da linha de Manaus-Tucuruí-Macapá cujas torres possuem 295 m de altura.

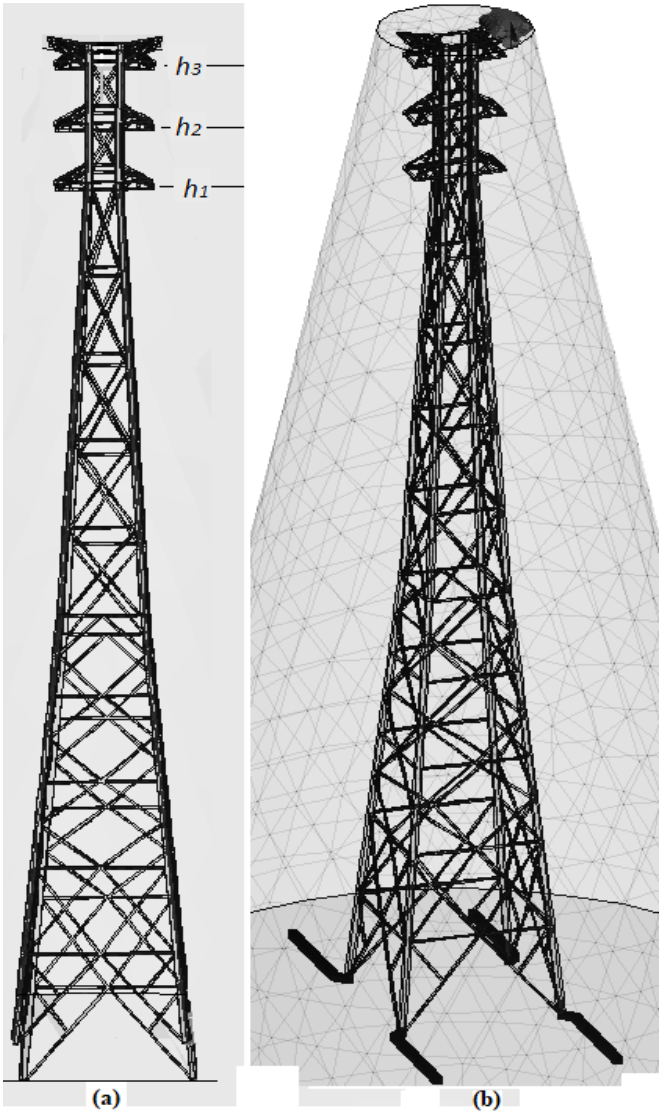
Figura 50 - Torre de transmissão linha de Manaus-Tucuruí-Macapá e suas medidas.



Fonte: Adaptado de Pylon Almerin (2018).

Na Figura 51 são mostradas as torres de transmissão gigantes desenhadas no FEKO®. Na Figura 51, as alturas h_1, h_2 e h_3 são respectivamente 260 m, 270 m e 290 m. A distância entre os pés da torre, na base quadrangular, é de 45 m. Para calcular as tensões provocadas por descargas atmosféricas, o mesmo sistema de aterramento composto por cabos contrapesos é adotado, conforme mostrado na Figura 51-(b).

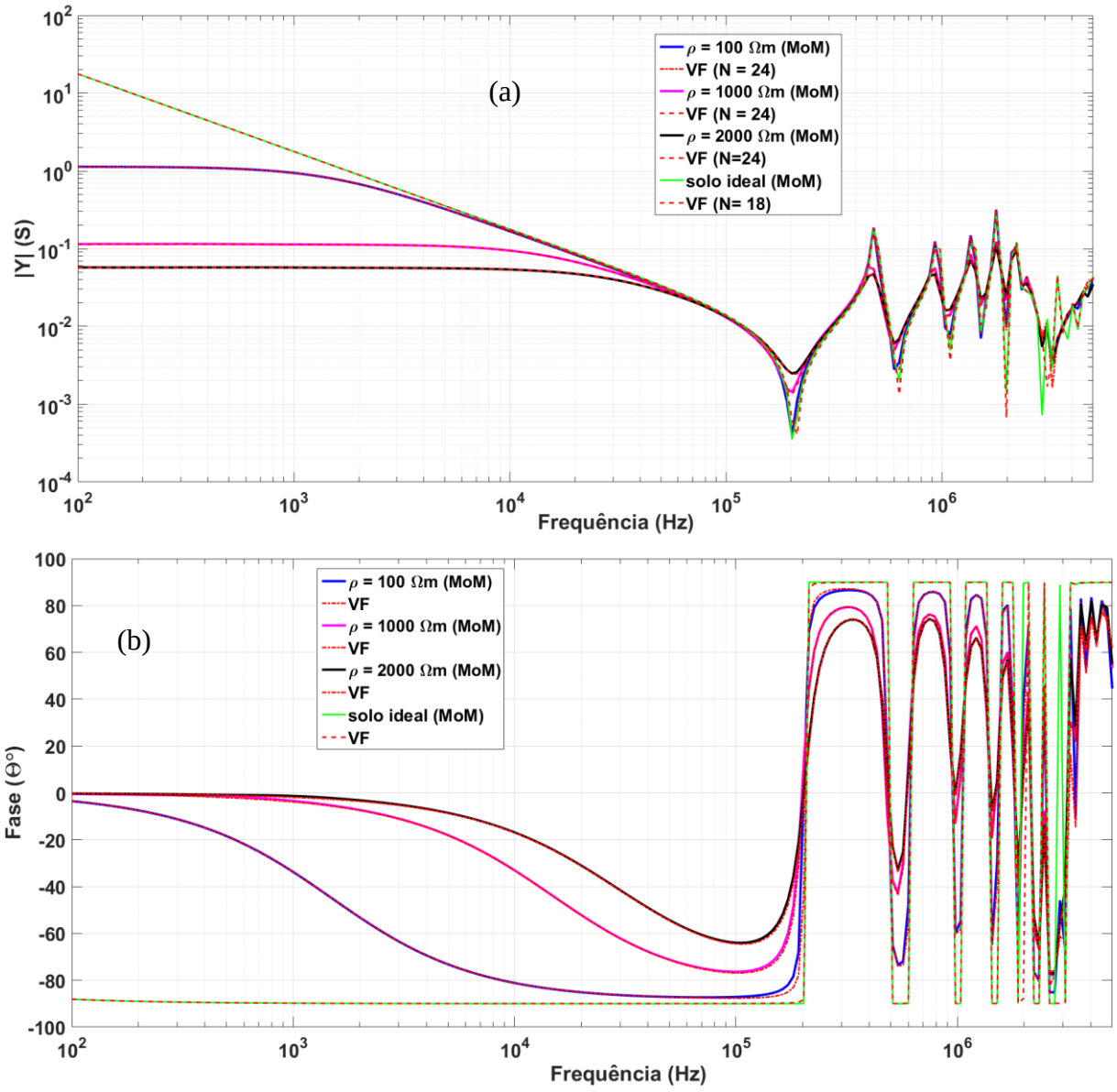
Figura 51 - Torre do Linhão Manaus-Tucuruí-Macapá: (a) vista frontal e (b) vista lateral.



Fonte: Autoria própria.

Na Figura 52 são mostradas as magnitudes e as fases das admitâncias obtidas para a torre de transmissão gigante da linha Manaus-Tucuruí-Macapá levando em consideração solos de resistividade ρ = 100, 1000 e 2000 Ωm e um solo ideal, ajustadas pela técnica do *Vector Fitting* (VF).

Figura 52 - Curvas de admitância das torres gigantes da Amazônia para diversos solos e aterramento com cabos contrapeso e aproximadas pelo VF. [(a) Magnitude e (b) Fase].



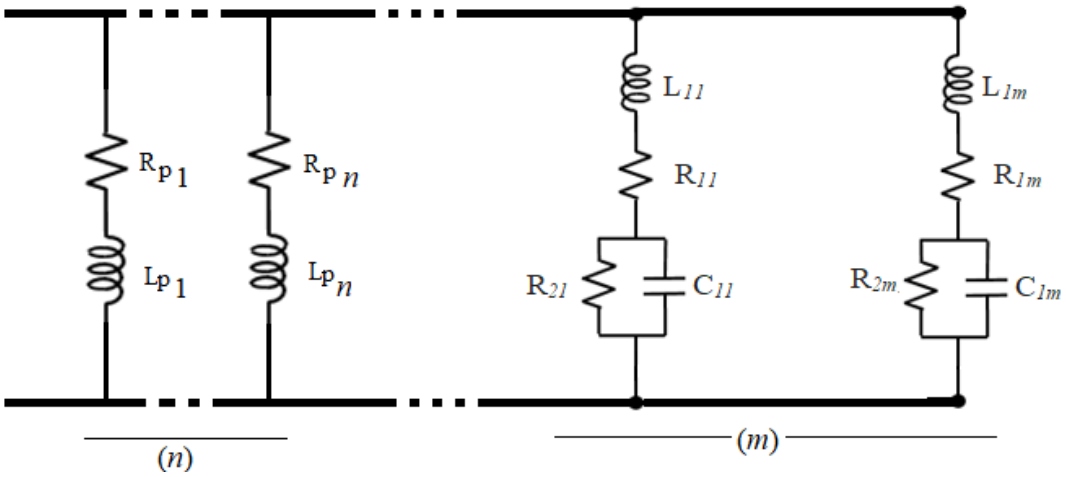
Fonte: Autoria própria.

Na Figura 52 são apresentadas as curvas das admitâncias da torre gigante da Amazônia para diferentes resistividades do solo (100, 1000 e 2000 Ωm) e o solo ideal. De modo análogo às torres convencionais, em solos reais, as admitâncias apresentam comportamento resistivo e

constante em um determinado intervalo de frequência, sendo dependende da resistividade do solo. Nesse intervalo de frequência, as magnitudes das curvas diminuem com o aumento da resistividade do solo, conforme obtido para torres convencionais. A partir de aproximadamente 200 kHz, a magnitude das admitâncias apresentam o mesmo comportamento oscilatório, diferenciando-se apenas nos valores de pico em cada frequência de ressonância. Assim, a partir dessa frequência, a magnitude da admitância para uma torre elevada diferencia-se de uma torre convencional, conforme obtido nas Figuras 33, 38 e 43. Em torres convencionais, as oscilações na magnitude começam em 1 MHz enquanto que para torres elevadas, as oscilações ocorrem em torno de 200 kHz, na qual também destaca-se um maior número delas até 5 MHz. Essas oscilações estão relacionadas com ressonâncias em altas frequências pois ocorrem uma mudança de fase para cada pico observado na curva da admitância. Esse comportamento influenciará na forma de onda da tensão induzida para uma descarga atmosférica incidente no topo da torre gigante apresentado futuramente. Tal comportamento é semelhante ao da admitância linha de transmissão quando analizada na frequência em função de seu comprimento.

Para um solo ideal, a curva apresenta um comportamento descrescente até 200 kHz e a partir dessa frequência, a admitância apresenta oscilações para até 5 MHz. Nesse contexto, observa-se mais oscilações na curva da admitância quando comparada com a admitancia da torre convencional para um solo ideal. Apesar das oscilações em altas frequências, as curvas das admitâncias são aproximadas pelo Vector Fitting, apresentando um bom ajuste para todo intervalo de frequência para cada resistividade de solo. O número N de polos para o ajuste de cada curva admitância é apresentado tanto para a torre em solos reais e o solo ideal. Um modelo representativo da torre de transmissão é apresentado para cada curva da admitância da torre gigante da Amazônia correspondente a uma resistidade de solo ρ. Tal modelo é composto por uma associação em paralelo de *n* circuitos série R-L e de *m* circuitos RL(R//C), conforme a Figura 53.

Figura 53 - Circuito elétrico discreto representativo de uma torre de transmissão elevada genérica.



Fonte: Autoria própria.

Inicialmente, considerando a torre de transmissão gigante de 300 m em um solo ideal, os resíduos e polos para sintetizar a curva de admitância são mostrados na Tabela 36.

Tabela 36 - Resíduos e polos para sintetizar a curva da admitância da torre gigante com cabos contrapeso considerando um solo ideal.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
0.0083e4	-5.87188850e2
1.1092e4	-0.18544350e2
(8.2541± 0.001833i)e5	(-0.000558968 ± 4.439179651i)e7
(0.03705± 0.0000167i)e5	(-0.000168928 ± 2.156263375i)e7
(0.0936587 ± 0.00001479i)e5	(-0.000006511 ± 1.566770800i)e7
(0.3815299 ± 0.00012144i)e5	(-0.0000337543 ± 1.355186787i)e7

(0.37804105 ± 0.000014658i)e5	(-0.0000289228 ± 1.131484982i)e7
(0.267572708 ± 0.0000037i)e5	(-0.0000182793 ± 0.876543808i)e7
(0.160654727 ± 0.0000011i)e5	(-0.0000126541 ± 0.6007260i)e7
(0.11094255 ± 0.000007891i)e5	(-0.00000867432 ± 0.30957906i)e7

Fonte: Autoria própria.

Na tabela 37 apresenta os parâmetros do circuitos RL e na tabela 38 são apresentados os parâmetros RL(R//C).

Tabela 37 - Parâmetros dos circuitos RL para a admitância da torre gigante em um solo ideal.

	R_P (Ω)	L_P (H)
$n = 1$	7.034252798	0.0119795408
$n = 2$	0.00167190	0.0000901572

Fonte: Autoria própria.

Tabela 38 - Parâmetros dos circuitos RL(C//R) para a admitância da torre gigante em um solo ideal.

	R_{X1}(Ω)	L_{X1} (mH)	R_{X2} (Ω)e7	C_X (F)e-8
$m = 1$	-0.00258576	0.0006	0.0077	0.0838
$m = 2$	1.54619111	0.1349	-0.7766	0.0016
$m = 3$	-0.1286761	0.0534	0.5158	0.0076

m = 4	0.06095498	0.0131	-0.0605	0.0415
m = 5	-0.00197731	0.0132	0.2326	0.0591
m = 6	0.00111913	0.0187	0.4697	0.0697
m = 7	0.00532581	0.0311	1.3703	0.0890
m = 8	-0.00601530	0.0451	0.1407	0.2315

Fonte: Autoria própria.

O circuito proposto para representação da torre de transmissão gigante de 300 m, para um solo ideal, é composto por *n* = 2 ramos de circuitos RL em série e *m* = 8 ramos de circuitos RL(R//C) conforme descrito nas tabelas 37 e 38. Na tabela 39 são mostrados os resíduos e os polos da curva aproximada pelo VF. Nas tabelas 40 e 41 os parâmetros dos circuitos RL (polos reais) e os parâmetros dos circuitos RL(R//C) (polos complexos) são apresentados, respectivamente, para sintetizar a admitância da torre gigante do Amazônia para um solo de resistividade $\rho = 100\ \Omega m$.

Tabela 39-Resíduos e polos para sintetizar a curva da admitância da torre gigante com cabos contrapeso considerando um solo de $\rho = 100\ \Omega m$.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
5.4982e6	-2.7518e8
0.0110e6	-1e4
(7.0698 ± 5.5601i)e5	(-0.7865 ± 4.3204i)e7
(0.0357 ± 0.0062i) e5	(-0.0136 ± 2.8859i)e7

(0.0320 ± 0.0039i) e5	(-0.0217 ± 2.6428i)e7
(0.0306 ± 0.0035i) e5	(-0.0305 ± 2.3719i)e7
(0.0318 ± 0.0014i) e5	(-0.0122 ± 1.8950i)e7
(0.1123 ± 0.0013i) e5	(-0.0079 ± 1.5663i)e7
(0.3827 ± 0.0002i) e5	(-0.0092 ± 1.3524i)e7
(0.3693 ± 0.0113i) e5	(-0.0100 ± 1.1244i) e7
(0.2601 ± 0.0096i) e5	(-0.0092 ± 0.8692i)e7
(0.1568 ± 0.0058i)e5	(-0.0083 ± 0.5936i)e7
(0.1083 ± 0.0028i)e5	(-0.0058 ± 0.3044i)e7

Fonte: Autoria própria.

Tabela 40 - Parâmetros dos circuitos RL (polos reais) para a admitância da torre gigante com cabos contrapeso considerando um solo de ρ = 100 Ωm.

	R_P (Ω)	L_P (H)
n = 1	50.0503	1.8188e-7
n = 2	0.8806	9.1282e-5

Fonte: Autoria própria.

Tabela 41 - Parâmetros dos circuitos RL(C//R) (polos complexos) para a admitância da torre gigante com cabos contrapeso considerando um solo de ρ = 100 Ωm.

	R_{X1}(Ω)	L_{X1} (H)	R_{X2} (Ω)	C_X (F)

m =1	29.5931	0.0007	-0.0082e4	0.0468e-8
m=2	-689.0825	0.1401	2.3179 e4	0.0008e-8
m =3	-463.4289	0.1562	3.2537e4	0.0009e-8
m =4	-389.4614	0.1633	3.1058 e4	0.0011e-8
m = 5	154.1381	0.1572	-7.6747e4	0.0018e-8
m = 6	-4.2552	0.0445	4.3157e4	0.0092e-8
m = 7	1.3158	0.0131	2.8533e4	0.0418e-8
m = 8	6.0188	0.0135	-0.7030e4	0.0584e-8
m = 9	7.9341	0.0192	-0.6352e4	0.0688e-8
m = 10	9.6048	0.0319	-0.8329e4	0.0889e-8
m =11	6.3454	0.0462	-1.9824e4	0.2337e-8

Fonte: Autoria própria.

O circuito elétrico representativo para a curva da admitância da torre gigante da Amazônia é composto por $n = 2$ ramos de circuitos RL em série e $m = 11$ ramos de circuitos RL (C||R).

As tabelas 42 a 44 mostram os resíduos e os polos da curva aproximada pelo VF, os parâmetros dos circuitos RL (polos reais) e os parâmetros dos circuitos RL(R//C) (polos complexos) respectivamente para sintetizar a admitância da torre gigante do Amazônia para um solo de resistividade $\rho = 1000\ \Omega$m.

Tabela 42-Resíduos e polos para sintetizar a curva da admitância da torre gigante com cabos contrapeso para um solo de ρ = 1000 Ωm.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
6.7513e6	-2.4944e8
0.0104e6	-0.0009e8
7.6729 ± 7.7262i)e5	(-1.0453 ± 4.5542i)e7
(0.0258 ± 0.0120i)e5	(-0.0143 ± 2.8928i)e7
(0.0169 ± 0.0016i)e5	(-0.0333 ± 2.1165i)e7
(0.1019 ± 0.0041i)e5	(-0.0218 ± 1.5632i)e7
(0.3728 ± 0.0097i)e5	(-0.0237 ± 1.3536i)e7
(0.3675 ± 0.0278i)e5	(-0.0317 ±1.1239i)e7
(0.2573 ± 0.0320i)e5	(-0.0330 ± 0.8638i)e7
(0.1508 ± 0.0240i)e5	(-0.0301 ± 0.5813i)e7
(0.1019 ± 0.0100i)e5	(-0.0173 ± 0.2956i)e7

Fonte: Autoria própria.

Tabela 43 - Parâmetros dos circuitos RL (polos reais) para a admitância da torre gigante com cabos contrapeso considerando um solo de ρ = 1000 Ωm.

	R_P (Ω)	L_P (H)
n =1	2.7475e3	-0.4828e4
n =2	0.0088e3	0.9382e4

Fonte: Autoria própria.

Tabela 44 - Parâmetros dos circuitos RL(C//R) (polos complexos) para a admitância da torre gigante com cabos contrapeso considerando um solo de ρ = 1000 Ωm.

	R_{X1}(Ω)	L_{X1} (H)	R_{X2} (Ω)	C_X (F)
m =1	0.002	0.0003	0.0870e4	0.1004e-8
m=2	3.6863	0.2184	-1.6654 e4	0.0004 e-8
m =3	-0.4627	0.1719	4.8380e4	0.0007e-8
m =4	6.9607	0.5743	-3.4567e4	0.0002e-8
m = 5	-0.7230	0.2372	2.5435e4	0.0011e-8
m = 6	-0.0718	0.0467	0.5798e4	0.0086e-8
m = 7	-0.0055	0.0132	0.2720e4	0.0411e8
m = 8	0.0109	0.0134	-0.9619e4	0.0589e-8
m = 9	0.0197	0.0190	-0.3899 e4	0.0698e-8
m = 10	0.0291	0.0321	-0.3766e4	0.0907e-8
m =11	0.0179	0.0475	-1.9802 e4	0.2392e-8

Fonte: Autoria própria.

O circuito elétrico representativo para a curva da admitância da torre gigante da Amazônia considerando a resistividade de 1000 Ωm é composto por $n = 2$ ramos de circuitos RL em série e $m = 11$ ramos de circuitos RL (C||R), sendo idêntico no número de ramos que o circuito proposto para a resistividade de 100 Ωm. Finalmente, as tabelas 45 a 47 mostram os resíduos e polos, os parâmetros do circuito RL e os parâmetros RL(R//C) respectivamente obtidos pelo VF considerando a curva da admitância de 2000 Ωm.

Tabela 45 - Resíduos e polos para sintetizar a curva da admitância da torre gigante com cabos contrapeso para solo de ρ = 2000 Ωm.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
6.3062e6	-2.0387e8
0.0104e6	-0.0019e8
(6.2686 ±7.9851i)e5	(-1.0656 ± 4.3654i)e7
(0.0260 ± 0.0127i)e5	(-0.0149 ± 2.8937i) e7
(0.0148 ± 0.0050i)e5	(-0.0306 ±2.1127i) e7
(0.0936 ± 0.0056i)e5	(-0.0240 ± 1.5665i) e7
(0.3701 ± 0.0136i)e5	(-0.0279 ± 1.3565i) e7
(0.3596 ± 0.0350i)e5	(-0.0359 ± 1.1265i)e7
(0.2580 ± 0.0328i)e5	(-0.0411 ± 0.8688i)e7
(0.1432 ± 0.0392i)e5	(-0.0366 ± 0.5757i)e7
(0.0991 ± 0.0097i)e5	(-0.0222 ± 0.3001i)e7

Fonte: Autoria própria.

Tabela 46 - Parâmetros dos circuitos RL para a admitância da torre gigante solo de ρ = 2000 Ωm.

	R_P (Ω)	L_P (H)
n =1	505.7884	-0.0673e-4
n =2	17.8641	0.9131 e-4

Fonte: Autoria própria.

Tabela 47 - Parâmetros para os circuitos RL(C//R) para a admitância da torre gigante para solo de $\rho = 2000\ \Omega$m.

	R_{X1}(kΩ)	L_{X1} (mH)	R_{X2} (Ω)	C_X (F)
m =1	0.0013	0.0003	0.0336	0.0996e-8
m=2	3.4670	0.2132	-1.6630	0.0004 e-8
m =3	-0.4068	0.1751	5.5982	0.0007e-8
m =4	9.2123	0.6368	-3.4832	0.0002e-8
m = 5	-0.7580	0.2529	2.7610	0.0011e-8
m = 6	-0.0973	0.0492	0.4949	0.0081e-8
m = 7	-0.0079	0.0132	0.2089	0.0409e-8
m = 8	0.0134	0.0135	-0.6600	0.0580e-8
m = 9	0.0180	0.0187	-1.1359	0.0703e-8
m = 10	0.0476	0.0330	-0.1643	0.0877e-8
m =11	0.0184	0.0478	0.5714	0.2303e-8

Fonte: Autoria própria.

Analogamente, são obtidos *n* = 2 ramos de circuitos RL e *m* = 11 ramos de circuitos RL(R//C) para representar a admitância da torre gigante da Amazônia considerando o solo de 2000 Ωm.

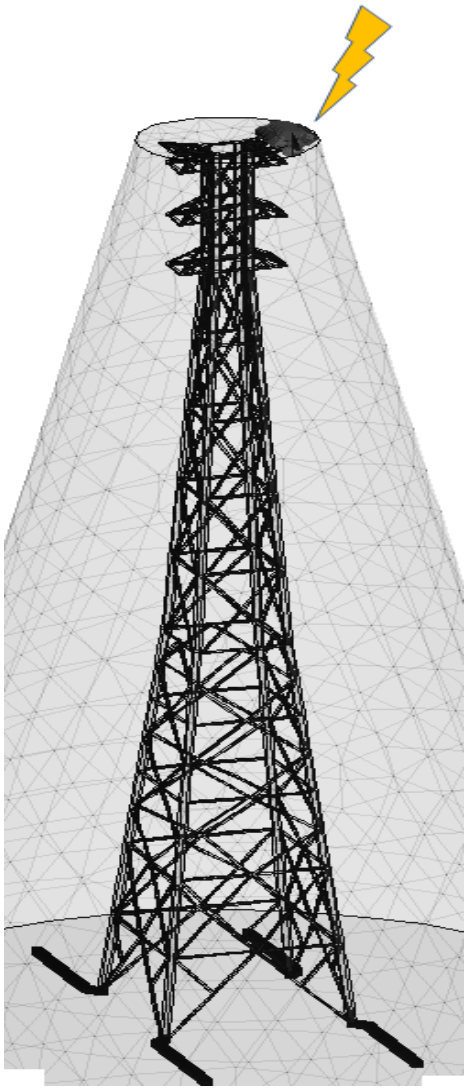
Tabela 48 - Número de circuitos RL e RL(R//C) para representar a admitância da torre gigante da Amazônia.

solos	*n*	*m*
Ideal	2	8
100 Ωm	2	11
1000 Ωm	2	11
2000 Ωm	2	11

Fonte: Autoria própria.

Em seguida, as tensões no topo de cada torre de transmissão gigante são calculadas para cada resistividade do solo seguindo o passo (iii). A forma de onda da corrente impulsiva injetada no topo da torre gigante é a mesma empregada para torres convencionais e é mostrada na Figura 54.

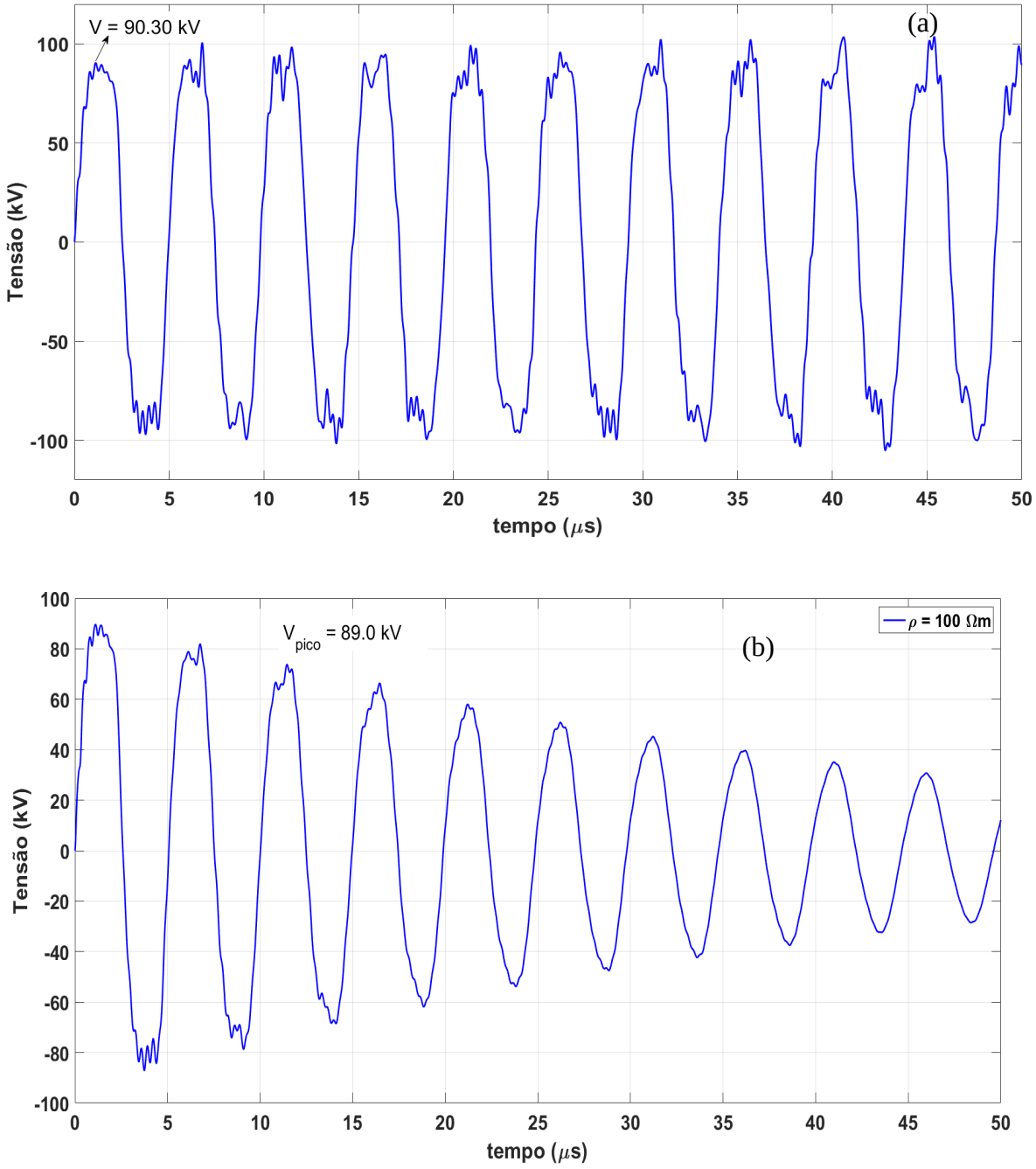
Figura 54 - Descarga atmosférica incidente no topo da torre gigante da Amazônia.

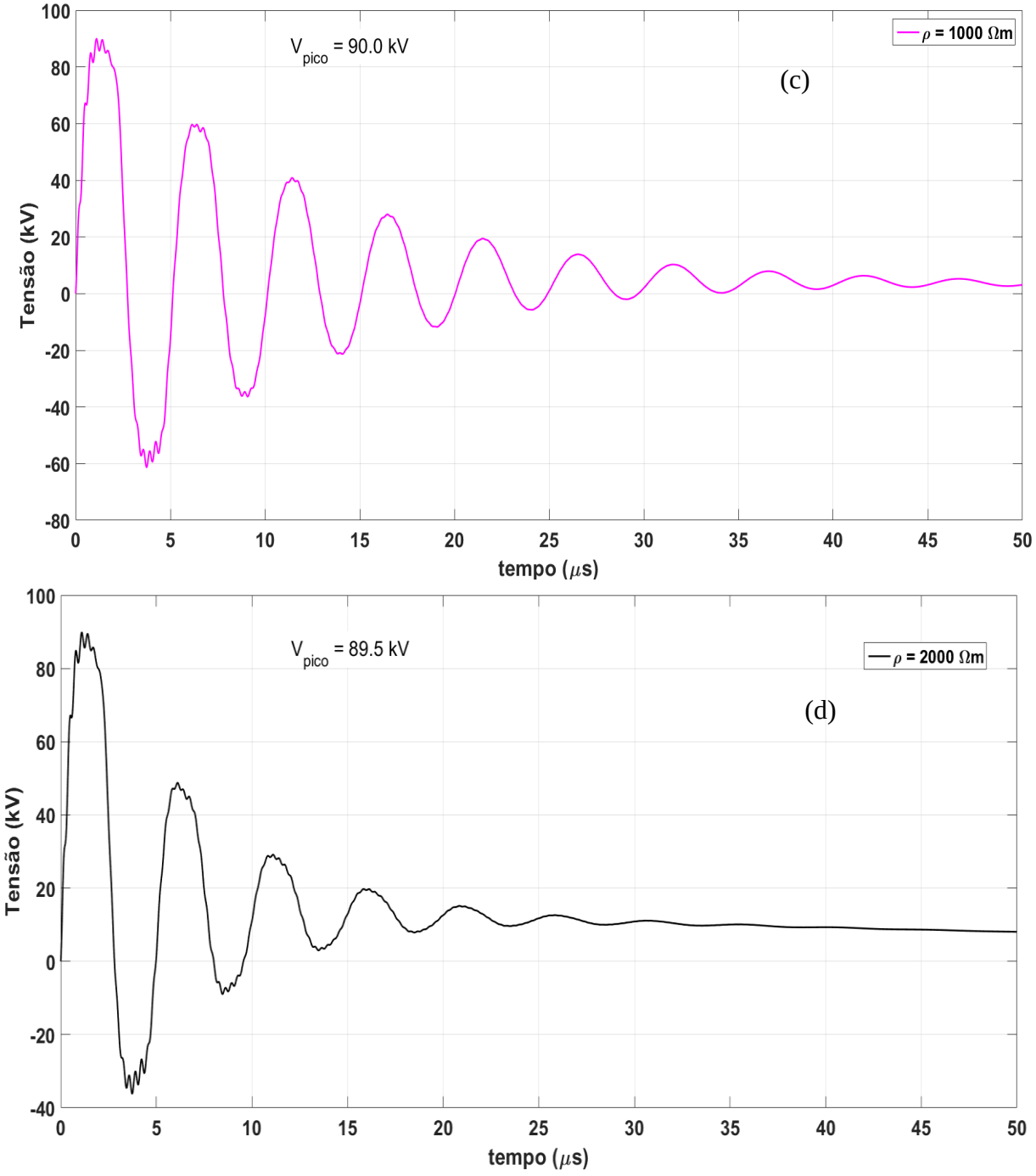


Fonte: Autoria própria.

As tensões para a torre gigante da Amazônia são mostradas na Figura 55-(a) a (d). As tensões calculadas para torre gigante apresentam um comportamento distinto quanto as tensões obtidas em torres convencionais para a mesma resistividade de solo.

Figura 55 - Tensões no topo das torres gigantes da Amazônia para diversos solos: (a) ideal; (b) 100 Ωm; (c) 1000 Ωm e (d) 2000 Ωm.





Fonte: Autoria própria.

Inicialmente, para um solo ideal, a tensão induzida apresenta oscilações cujas amplitudes são praticamente contantes. O pico da primeira oscilação é de 90 kV aproximadamente, na qual é

o mesmo valor obtido para os demais solos. Entretanto, essas oscilações não amortencem com o tempo pois representam a troca de energia entre campos magneticos e elétricos. Os polos apresentam parte real muito pequena quando comparada com a parte imaginária, conforme mostrado na tabela 36. Nas Figuras 55-(b) a (d), as amplitudes, do primeiro pico (Vpico), das tensões no topo da torre gigante da Amazônia para uma descarga atmosférica apresentam praticamente o mesmo valor de pico (90 kV) aproximadamente para as três resistividades do solo. Essa amplitude deve-se ao fato da impedância da torre de transmissão gigante ser muito maior que a impedância do sistema de aterramento para um dado solo fixo. Porém, a influência da impedância de aterramento é notável para o formato das curvas, pois as amplitudes das oscilações seguintes e do tempo de regime transitório são afetados pela resistividade do solo. Quanto maior a resistividade do solo, a tensão induzida apresenta menos oscilações porém um comportamento assintótico mais considerável é observado, com um tempo maior para entrar em regime. Entretanto, nota-se que o tempo para entrar em regime permanente é superior quanto comparado as torres de transmissão de tamanho convencional para a mesma resistividade de solo.

Para torres gigantes, as oscilações apresentam maior período de oscilação quanto comparadas com as torres convencionais. Nas Figuras 55- (a) a (d), o período de 5 μs para a torre gigante de 300 m de altura, enquanto que para as torres convencionais esse tempo é 1 μs. Na Figura 52-(a), o primeiro pico na magnitude da admitância ocorre na frequência de 200 kHz, na qual corresponde ao inverso do período de 5 μs obtido na Figura 51. A estrutura da torre influencia na resposta transitória na qual a altura torna-se o fator mais importante para a resposta transitória. Ressalta-se que o sistema de aterramento adotado nas simulações é o mesmo para todas as configurações de torre. Tal consideração é feita para simplicar o computo da admitância de cada torre de transmissão, porém em torres gigantes apresentam uma estrutura distinta para o aterramento. A seguir duas torres de transmissão gigantes, denominadas de Elbekreuzung, do sistema alemão são analizadas.

4.3.2-Modelagem das torres de transmissão elevadas Elbekreuzung

O sistima Elbe Crossing é um grupo de quatro torres de transmissão em tensão alternada que cruzam o Rio Elba, cuja a largura é 1.140 km nesse trecho, localizadas em Hetlingen, norte da Alemanha. Duas dessas torres, denominadas de *Elbekreuzung* 1, fazem parte do sistema de transmissão de 220 kV contruído em 1959 e que possuem altura de 189 m e 330 toneladas cada uma. As outras duas torres, denonimadas de *Elbekreuzung* 2, pertencem ao sistema de 380 kV em tensão alternada, cuja altura é de 227 m e 980 toneladas cada uma e foram construídas em 1978 (WIKIPEDIA, 2018). As Figuras 56 de (a) e (b) mostram as torres pertencentes ao grupo Elbe Crossing.

Figura 56 - Torres: (a) Elbekreuzung-1 (189 m) e (b) Elbekreuzung-2 (227 m);

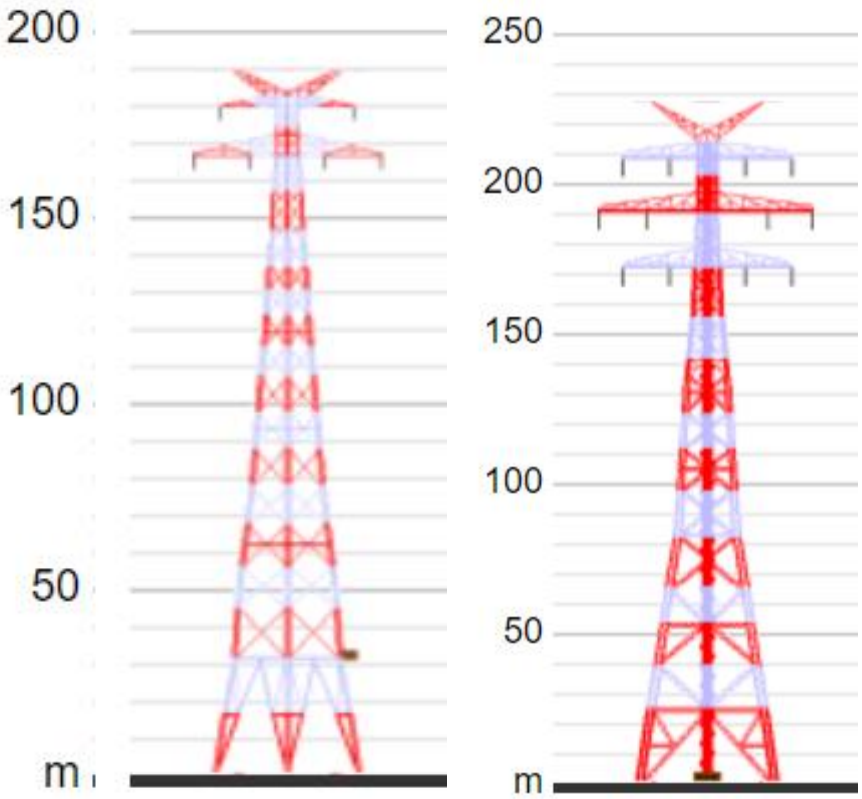


(a) (b)

Fonte: Adaptado de Elbekreuzung (2018).

As alturas dos braços das torres Elbekreuzung-1 são mostradas na Figura 57-(a) e (b) respectivamente.

Figura 57 - Torres *Elbekreuzung* : (a) *Elbekreuzung* 1 (189 m) e (b) *Elbekreuzung* 2. (227 m);

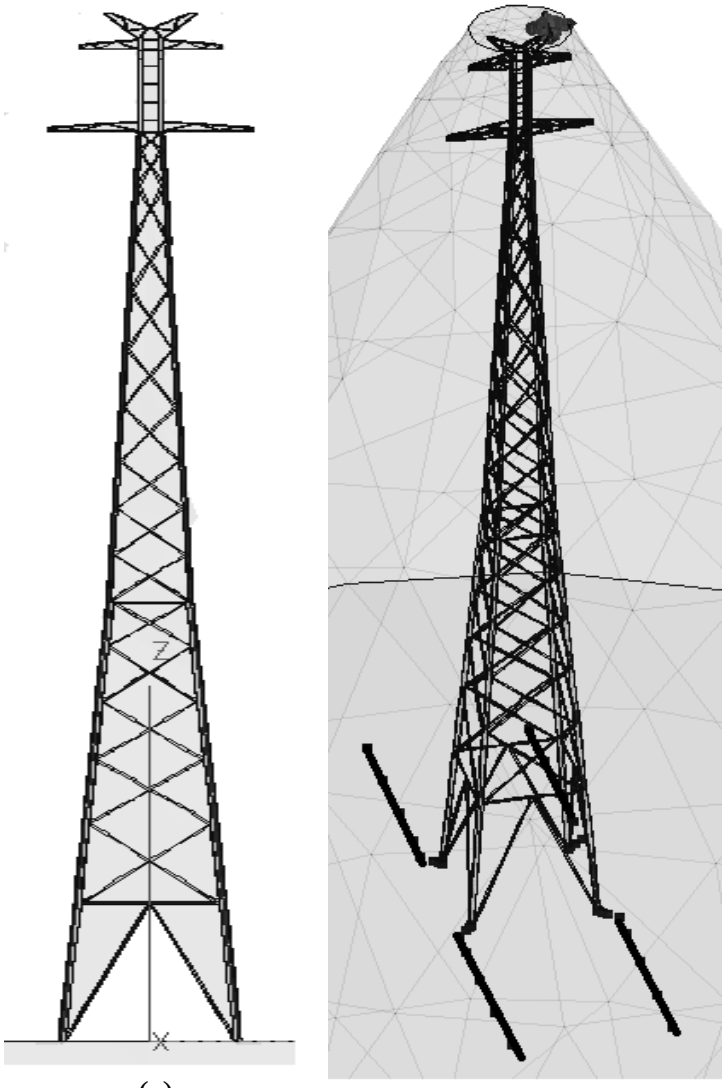


(a) (b)

Fonte: Adaptado de Transmission Tower in Germany (2018).

A base quadrangular de cada torre é possui a largura de 45 m. As tensões provocadas por uma descarga atmosférica incidente no topo da torre Elbekreuzung-1 serão estudadas considerando os mesmos tipos de solo empregados para as torres gigantes da Amazônia. Na Figura 58 é mostrada o perfil da torre Elbekreuzung-1 em vista frontal e a estrutura projetada no FEKO com o mesmo sistema de aterramento proposto na Figura 28 conectado aos pés da torre.

Figura 58 - Torre de transmissão Elbekreuzung-1: (a) vista frontal e (b) vista lateral.

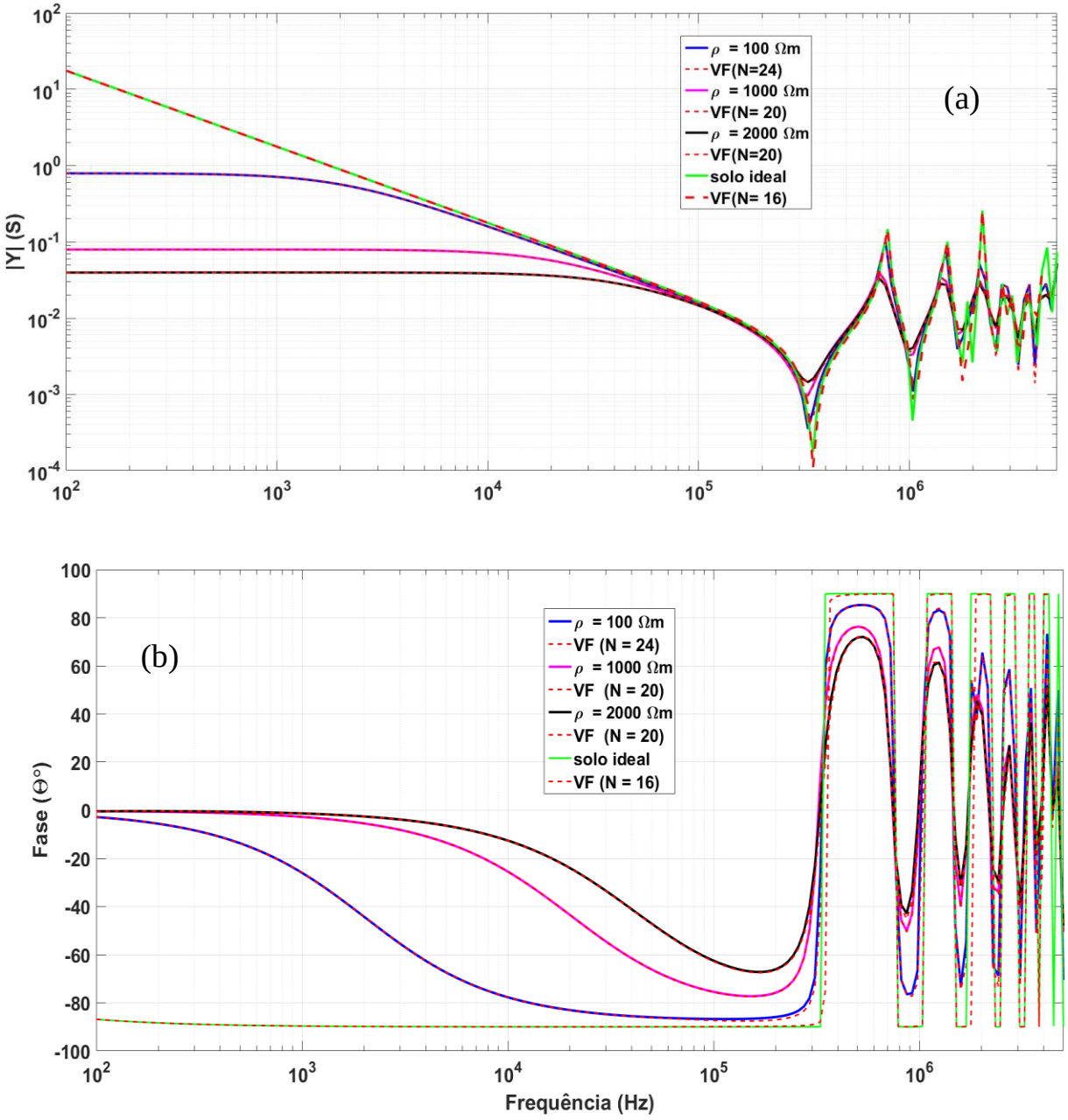


(a) (b)

Fonte: Autoria própria.

Na Figura 59 são mostradas as magnitudes e as fases das admitâncias obtidas para a torre de transmissão gigante Elbekreuzung-1 para os solos de resistividade ρ = 100, 1000 e 2000 Ωm e um solo ideal, ajustadas pela técnica do Vector Fitting (VF) para N polos.

Figura 59 - Curvas de admitância da torre da Elbekreuzung 1 para diversos solos e aproximação pelo VF. [(a) Magnitude e (b) Fase].



Fonte: Autoria própria.

As curvas de admitância para a torre Elbekreuzung-1 apresentam o mesmo comportamento do que as curvas obtidas para a admitãncia da torre gigante da Amazônia, diferenciando-se apenas na amplitudes e as frequências de ressonâncias.

Considerando solos reais, a resistência estática é constante para um determinando intervalo de frequência. Esse intervalo depedende da resistividade do solo. A partir de 350 kHz, verifica-se que as magnitudes das admitâncias apresentam o mesmo comportamento, diferenciando-se apenas nos pontos de ressonância. Nessa condição, a resistividade do solo não influencia na admitância da torre de transmissão aterrada. Para um solo ideal, a admitância da torre de transmissão Elbekreuzung-1 apresenta comportamento indutivo até a frequência de 350 kHz. A partir dessa frequência, a admitância da torre apresenta o mesmo comportamento que as curvas obtidas para o solo real. Entrentanto, nos pontos de ressonância, os picos apresentam maior amplitude. Comparando com a torre gigante da Amazônia de 300 m de altura, as magnitudes da admitância, para uma dada resistividade, apresentam a mesma ordem de grandeza porém a primeira frequência de ressonância ocorre em 200 kHz. Tal comportamento é semelhante ao da impedância de uma linha de transmissão na qual a frequência de ressonância é inversamente proporcional ao comprimento da linha (ARAÚJO, 2014). Na tabela 49 são apresentados os resíduos e os polos para sintetizar a admitância Elbekreuzeung-1 para um solo ideal.

Tabela 49 - Resíduos e polos das curvas da admitância Elbekreuzeung-1 para um solo ideal.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
0.0068e4	-972.8874
1.1089e4	-32.9862
(7.9164 ± 0.0029i)e4	(-0.000962679 ± 2.812626i)e7
(1.3727 ± 0.0075i)e4	(-0.0003020396 ± 2.3287786i)e7

(0.9968 ± 0.0015i)e4	(-0.00015912± 1.856788438i)e7
(1.0103 ± 0.0072i)e4	(-0.000050868 ± 1.7676179600i)e7
(1.9658 ± 0.0024i)e4	(-0.00003634 ± 1.3974649358i)e7
(1.6341 ± 0.0013i)e4	(-0.000024376 ± 0.933962382i)e7
1.2284 ± 0.0008i	(-0.000021805± 0.486436466i)e7

Fonte: Autoria própria.

Nas tabelas 50 e 51 mostram os parâmetros dos circuitos RL e RL(R//C) para sintetizar a curva da admitância da torre Elbekreuzung-1 em um solo ideal.

Tabela 50 - Parâmetros dos circuitos RL para a torre Elbekreuzeung-1 considerando solo ideal.

	R_P (Ω)	L_P (H)
n = 1	14.3823465	0.01478315582
n = 2	0.00297459	0.00009017704

Fonte: Autoria própria.

Tabela 51 - Parâmetros dos circuitos RL(C//R) para torre Elbekreuzung-1 para um solo ideal.

	R_{X1}(kΩ)	L_{X1} (H)e-4	R_{X2} (MΩ)	C_X (F)e-8
m = 1	0.1257	0.0632	-7.6977	0.0200
m = 2	-4.5189	0.3642	0.1518	0.0051
m = 3	-1.3005	0.5016	0.5940	0.0058

$m = 4$	-6.2028	0.4949	0.1224	0.0065
$m = 5$	-0.4260	0.2544	0.2842	0.0201
$m = 6$	-0.2216	0.3060	0.3453	0.0375
$m = 7$	-0.1249	0.4070	0.2748	0.1038

Fonte: Autoria própria.

O circuito discreto que representa a curva da admitância da torre gigante Elbekreuzung-1 para o solo ideal é composto por $n = 2$ ramos de circuitos RL em série e $m = 7$ ramos de circuitos RL (C||R). Na tabela 52 são apresentados os resíduos e polos para sintetizar a curva da admitância Elbekreuzung-1 para um solo de 100 Ωm.

Tabela 52 - Resíduos e polos para sintetizar a curva da admitância da torre Elkekreuzung-1 para solo de ρ = 100 Ωm.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
8.7808e4	-3.4787e7
0.0454e4	-0.0226e7
0.0168e4	-0.0020e7
1.0005e4	-0.0013e7
(2.8249 ± 0.6540i)e4	(-0.0021 ± 3.0626i)e7
(2.8809 ± 3.1765i)e4	(-0.1056 ± 2.6929i)e7
(0.4927 ± 0.1860i)e4	(-0.0570 ± 2.4676i)e7
(2.3087 ± 0.5094i)e4	(-0.0544 ± 2.2825i)e7

(1.2532 ± 0.1911i)e4	(-0.0324 ± 1.8439i)e7
(0.8345 ± 0.2279i)e4	(-0.0133 ± 1.7505i)e7
(1.9662 ± 0.0316i)e4	(-0.0229 ± 1.3791i)e7
(0.2840 ± 0.1332i)e4	(-0.0511 ± 1.1737i)e7
(1.6183 ± 0.0335i)e4	(-0.0132 ± 0.9215i)e7

Fonte: Autoria própria.

Nas tabelas 53 e 54 são apresentados os parâmetros dos circuitos RL (polos reais) e RL(R//C) (polos complexos) para a torre Elbekreuzung-1 para o solo de $\rho = 100\ \Omega$m.

Tabela 53- Parâmetros para os circuitos RL (polos reais) para a admitância da torre Elkekreuzung-1 para solo de $\rho = 100\ \Omega$m.

	R_P (Ω)	L_P (H)
$n = 1$	396.1772	1.1389e-5
$n = 2$	498.3289	2.2025e-3
$n = 3$	118.8121	5.9571e-3
$n = 4$	1.2770	1e-4

Fonte: Autoria própria.

Tabela 54 - Parâmetros para os circuitos RL(C//R) (polos complexos) para a admitância da torre torre Elkekreuzung-1 para solo de ρ = 100 Ωm.

	R_{X1}(kΩ)	L_{X1} (mH)	R_{X2} (Ω)	C_X (F)
m = 1	0.1259	0.0177	-0.0247e5	0.0057e-8
m = 2	0.5336	0.0174	-0.0097e5	0.0036e-8
m = 3	1.0032	0.1015	-0.0807e5	0.0014e-8
m = 4	-0.0973	0.0217	0.0212e5	0.0085e-8
m = 5	0.1251	0.0399	-0.0558e5	0.0072e-8
m = 6	-0.2785	0.0599	0.0401e5	0.0051e-8
m = 7	0.0002	0.0254	0.1072e5	0.0207e-8
m = 8	1.0597	0.1761	-0.0592e5	0.0034e-8
m = 9	0.0100	0.0309	-0.4439e5	0.0381e-8
m = 10	0.0088	0.0410	-1.0371e5	0.1072e-8

Fonte: Autoria própria.

O circuito discreto que representa a curva da admitância da torre gigante Elbekreuzung-1 para um solo de 100 Ωm é composto por *n* = 4 ramos de circuitos RL em série para sintetizar os polos reais e *m* = 10 ramos de circuitos RL (C||R), os para sintetizar os polos complexos. Nas tabelas 55 a 57 mostram os resíduos e polos, os parâmetros dos circuitos RL em série para os polos reais e os paràmetros dos circuitos RL(R//C) para os polos complexos respectivamente para sintetizar a curva da admitância da torre elevada Elbekreuzung-1 para o solo de 1000 Ωm.

Tabela 55 - Resíduos e polos para sintetizar a curva da admitância da torre Elbekreuzung-1 para solo de ρ = 1000 Ωm.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
1.0295892819e4	-1.303456606774208
0.0877698	-0.002697237130848
(1.6275187 ± 0.02869i)e5	(-0.3820703 ±3.864423537i)e7
(0.09523 ± 0.05232i)e5	(-0.0182359 ± 3.12792211i)e7
(0.1390147± 0.113783i)e5	(-0.0853276 ± 2.67777349i)e7
(0.16463134 ± 0.015997i) e5	(-0.0770319 ± 2.2665862352i)e7
(0.082327 ± 0.0129109i) e5	(-0.066246398 ± 1.852265518i)e7
(0.112502 ± 0.00242822i) e5	(-0.0644251632 ± 1.75472679i)e7
(0.247119480 ± 0.006122i)e5	(-0.08294502 ± 1.3620071i)e7
(0.1593235 ± 0.007100i)e5	(-0.04373657 ± 0.9091283i)e7
(0.118378 ± 0.0082845i)e5	(-0.031117 ± 0.4605402i)e7

Fonte: Autoria própria.

Tabela 56 - Parâmetros para os circuitos RL (polos reais) para a admitância da torre Elbekreuzung-1 para solo de ρ = 1000 Ωm.

	R_P (Ω)	L_P (H)
n =1	0.012659e3	9.71261e-5
n =2	3.07307e3	11.3934329

Fonte: Autoria própria.

Tabela 57 - Parâmetros para os circuitos RL(C//R) (polos complexos) para a admitância da torre torre Elkekreuzung-1 para solo de ρ = 1000 Ωm.

	R_{X1}(kΩ)	L_{X1} (mH)	R_{X2} (kΩ)	C_X (F)
m = 1	0.138307727	0.3072161	1.4618280	0.0218e-8
m = 2	-8.92805918	5.250286	3.8502689	0.0015e-8
m = 3	8.1901029	3.5967417	-2.0446131	0.0023e-8
m = 4	0.90286063	3.03708878	-10.997569	0.0063e-8
m = *5*	2.16650515	6.07329843	-9.5209956	0.0047e-8
m = 6	0.11800409	4.44436455	13.3831974	0.0073e-8
m = 7	0.09954310	2.02331276	3.21845440	0.0266e-8
m = 8	0.26441367	3.13826894	80.750549	0.0385e-8
m = 9	0.26756209	4.2237277	-80.8829604	0.1111e-8

Fonte: Autoria própria.

Assim o circuito discreto representativo é composto por n = 2 ramos de circuitos RL em série e m = 9 ramos de circuitos RL(L//C), sendo ligeiramento menor em número de ramos que o circuito proposto anteriormente para um solo de 100 Ωm. Finalmente, para um solo de 2000 Ωm, as tabelas 58 a 60 mostram, os resíduos e os polos, os parâmetros dos circuitos RL em série para os polos reais e os paràmetros dos circuitos RL(R//C) para os polos complexos respectivamente.

Tabela 58 - Resíduos e polos para sintetizar a curva da admitância da torre Elbekreuzung-1 para solo de ρ = 2000 Ωm.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
1.070296572	2.7307e5
0.095231	-357.5150
(2.3370 ± 0.3035i)e5	(-0.8834 ± 4.2291i)e7
(0.1010 ± 0.0592i)e5	(-0.0221 ± 3.1290i)e7
(0.1153 ± 0.1110i)e5	(-0.0819 ± 2.6755i)e7
(0.1534 ± 0.0144i)e5	(-0.0804 ± 2.2710i)e7
(0.0851 ± 0.0325i)e5	(-0.0783 ± 1.8743i)e7
(0.0668 ±0.0268i)e5	(-0.0597 ± 1.7434i)e7
(0.2504 ± 0.0239i)e5	(-0.0968 ± 1.3538i)e7
(0.1663 ± 0.0036i)e5	(-0.0579 ±0.9144i)e7
(0.1136 ± 0.0094i)e5	(-0.0359 ± 0.4605i)e7

Fonte: Autoria própria.

Tabela 59- Parâmetros para os circuitos RL para a admitância da torre Elbekreuzung-1 para solo de ρ = 2000 Ωm.

	R_P (Ω)	L_P (H)
n =1	1.0703e4	9.3432e-5
n =2	0.0952	10.5007

Fonte: Autoria própria.

Tabela 60 - Parâmetros para os circuitos RL(C//R) (polos complexos) para a admitância da torre torre Elbekreuzung-1 para solo de ρ = 2000 Ωm.

	R_{X1}(kΩ)	L_{X1} (mH)	R_{X2} (kΩ)	C_X (F)
m = 1	0.0307	0.0214e-4	1.164	0.0257e-8
m = 2	-0.8979	0.4952e-4	3.509	0.0015e-8
m = 3	1.1528	0.4337e-4	-2.399	0.0017e-8
m = 4	0.0955	0.3260e-4	-12.834	0.0059e-8
m = 5	-0.3745	0.5873e-4	2.976	0.0042e-8
m = 6	0.5688	0.7487e-4	-4.126	0.0038e-8
m = 7	0.0451	0.1997e-4	-11.451	0.0271e-8
m = 8	0.0234	0.3006e-4	6.628	0.0398e-8
m = 9	0.0326	0.4400e-4	-43.988	0.1065e-8

Fonte: Autoria própria.

O circuito representativo para a admitância da torre Elbekreuzung-1 considerando o solo de 2000 Ωm é composto por n = 2 ramos de circuito RL e m = 9 ramos de circuito RL(R//C). A tabela 61 apresenta os números de circuitos RL e RL(C//R) para aproximar a admitância da torre Elbekreuzung-1 para os solos estudados.

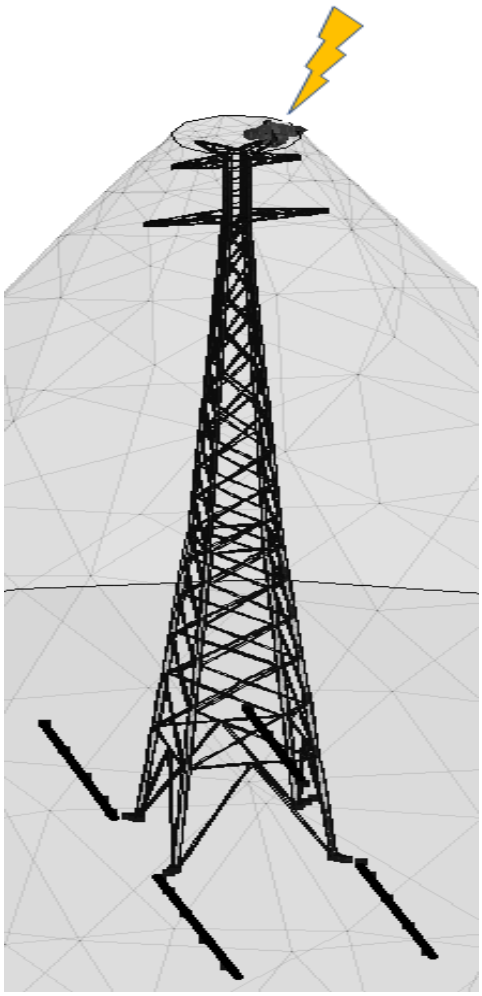
Tabela 61 - Número de circuitos RL e RL(R//C) para representar a admitância da torre Elbekreuzung-1.

solos	*n*	*m*
Ideal	2	7
100 Ωm	4	10
1000 Ωm	2	9
2000 Ωm	2	9

Fonte: Autoria própria.

Após o cálculo das admitâncias da torre gigante Elbekreuzung-1, as tensões provocadas por uma descarga atmosférica são calculadas para cada resistividade do solo seguindo o passo (iii). De modo análogo as simulações para a torre gigante da Amazônia, a corrente impulsiva injetada no topo da torre gigante é a mostrada na Figura 60.

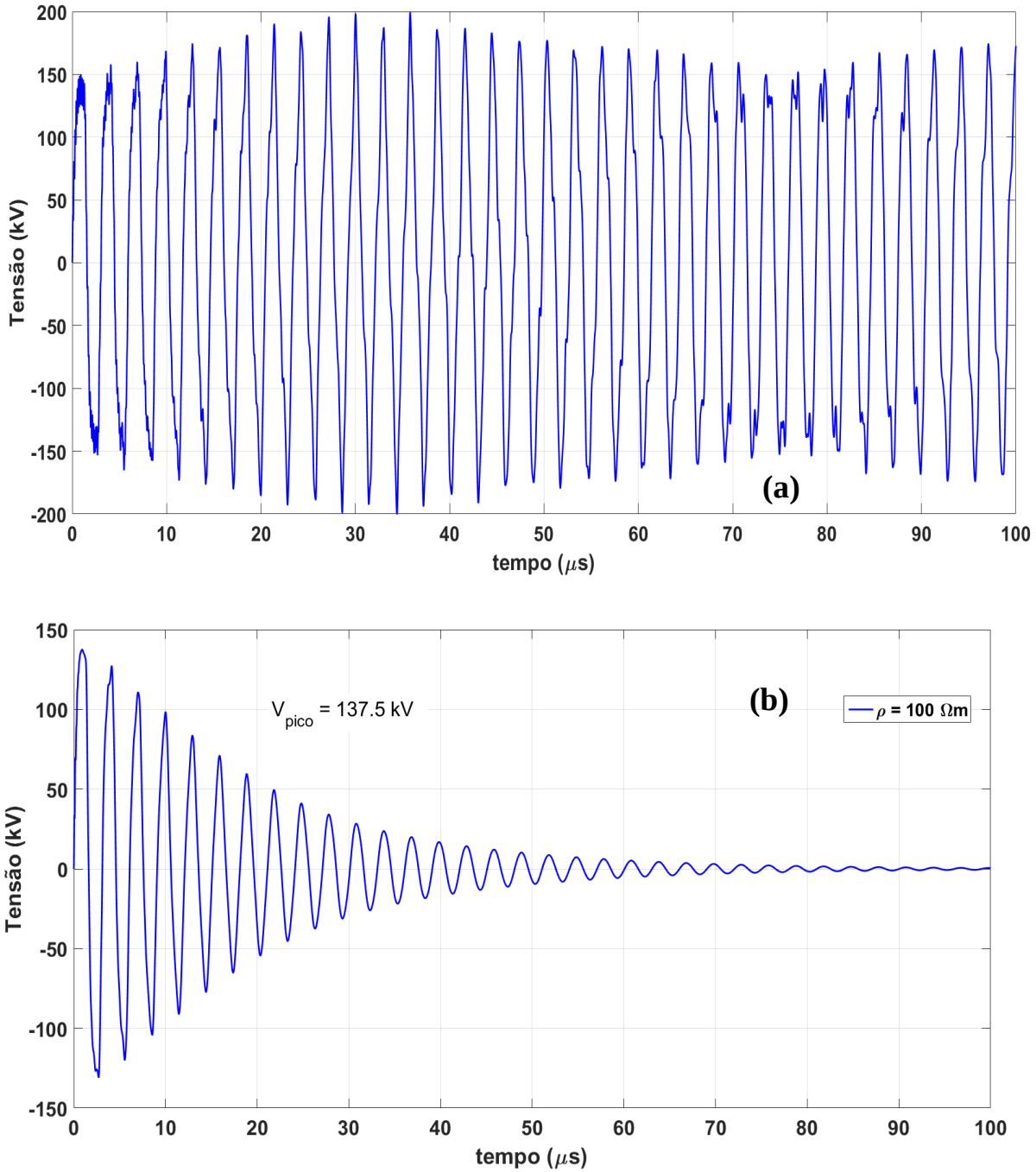
Figura 60 - Descarga atmosférica incidente na torre Elbekreuzung-1.

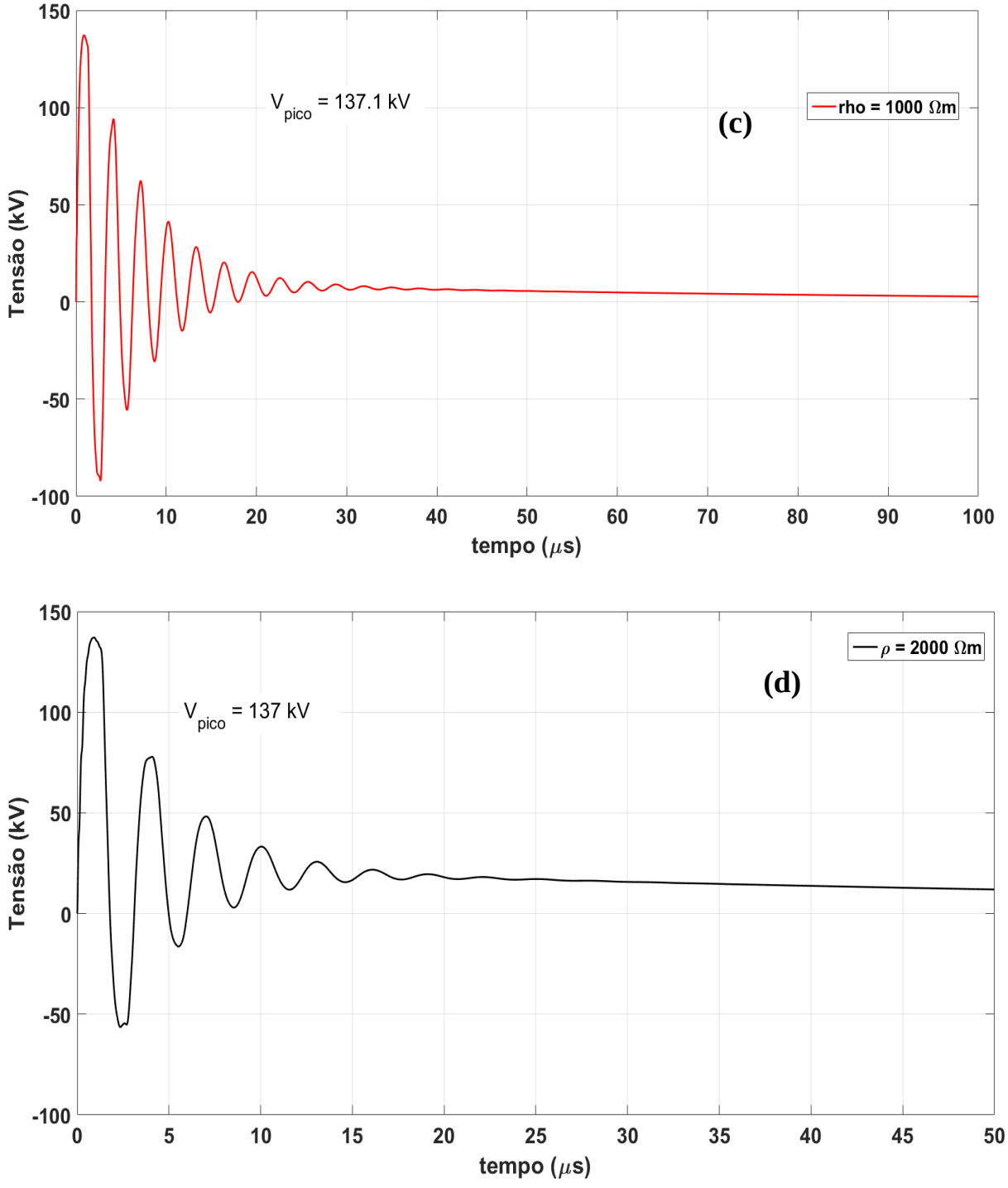


Fonte: Autoria própria

As tensões obtidas para a torre gigante Elbekreuzung-1 são mostradas nas Figura 61-(a) a (d).

Figura 61 - Tensões no topo das torres gigantes Elbekreuzung-1 considerando solos : (a) ideal (b) 100 Ωm; (c) 1000 Ωm; e (d) 2000 Ωm.





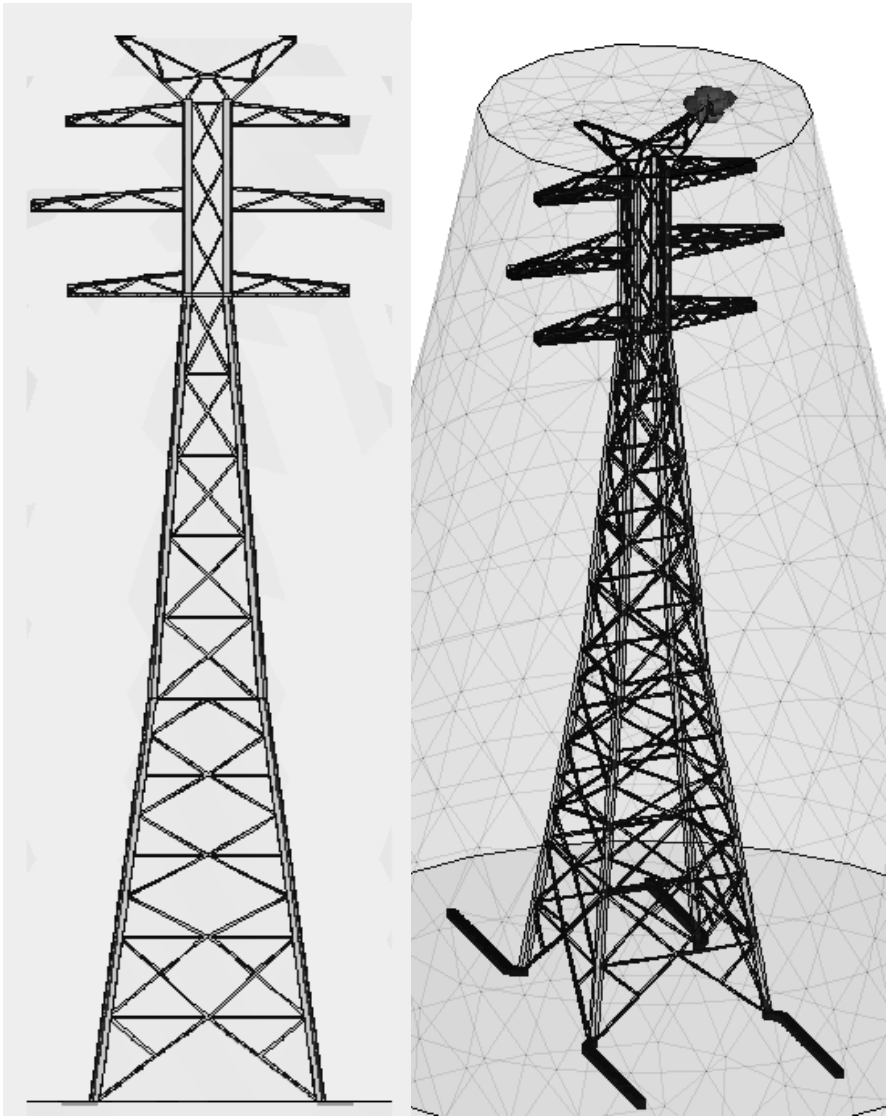
Fonte: Autoria própria.

As tensões provocas pela descarga atmosférica incidente no topo da torre Elbekreuzung-1 mostram que a resistividade do solo afeta significatimente a resposta transitória. Para solos reais,

a tensão apresenta o pico de 137 kV, enquanto que o pico obtido para a torre em um solo ideal é de 200 kV. Em solos reais, o mesmo comportamento da tensão produzida por uma descarga atmosférica é observado. Com o aumento da resistividade do solo, a tensão transitória apresenta menos oscilações, porém o tempo para entrar em regime é maior. Também verifica-se que a tensão transitória apresenta comportamento assinntótico, cuja amplitude aumenta coma resistividade do solo. A primeira frequência de ressonância observada é de 350 kHz e o período da primeira oscilação da tensão no domínio do tempo é de (1/350 kHz) ~ 3 μs aproximadamente.

Para o solo ideal, devido às pequenas perdas da estrutura da torre, a tensão produzida por uma descarga atmosférica é oscilante, mas com pequeno amortecimento. Uma alternativa para redução da tensão produzida na torre de transmissão é a diminuição da impedância de aterramento da torre de transmissão. Nesse caso, deve-se empregar eletrodos mais longo ou outros arranjos para diminuir o valor da impedância. Torres elevadas estão mais expostas às descargas atmosféricas, dessa forma o dimensionamento correto de um sistema de cabos de para-raios instalados no topo da torre oferecem um bom desempenho para a proteção dessas estruturas. A silhueta da torre gigante Elbekreuzung-2, de 227 m de altura, é mostrada na Figura 62 em vista frontal e vista lateral com o sistema de aterramento conectado.

Figura 62 - Torre de transmissão Elbekreuzung-2: (a) vista frontal e (b) vista lateral.

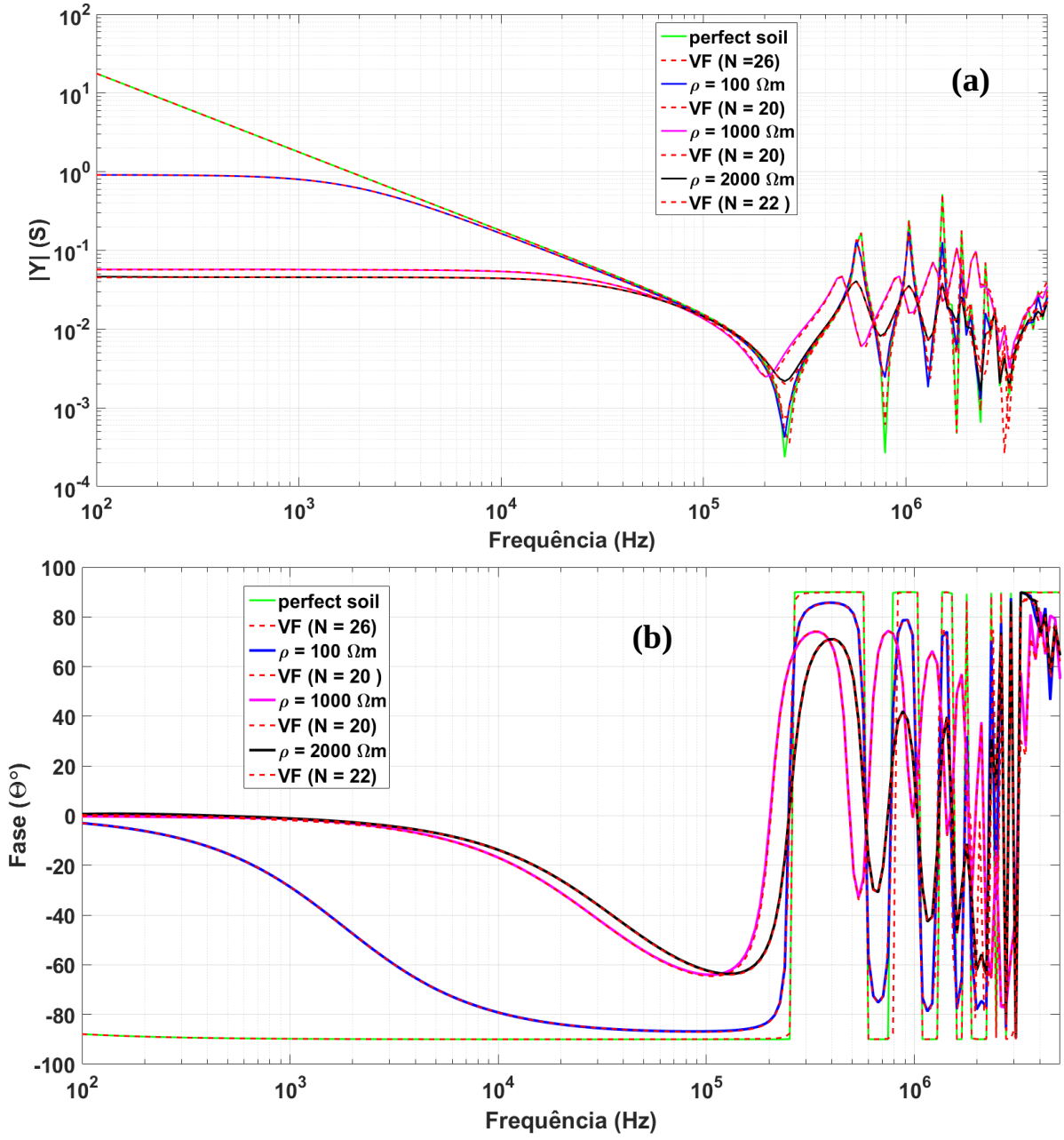


(a) (b)

Fonte: Autoria própria.

Uma vez que a torre de transmissão Elbekreuzung-2 foi projetada no FEKO, a admitância da torre é calculada pelo MoM, conforme o passo (ii). As admitâncias da torre Elbekreuzung-2 para os solos de resistividades 100, 1000, 2000 Ωm e um solo ideal são apresentados na Figura-63.

Figura 63 - Curvas de admitância das torres gigantes da Elbekreuzung 1 para diversos solos e aproximação pelo VF. [(a) Magnitude e (b) Fase].



Fonte: Autoria própria.

Para solos reais, as admitâncias são constantes para determinados intervalos de frequência na qual dependem da resistividade do solo, conforme observados para as torres gigantes

anteriores. A magnitude da resistência estática depende da resistivade do solo, na qual a resistência aumenta com o aumento da resistividade do solo. O primeiro pico ocorre na frequência de ressonância de 250 kHz, na qual todas as curvas de admitância considerando um solo real apresentam o mesmo comportamento acima dessa frequência. Para a torre da Amazônica de 300 m, o primeiro pico de ressonância ocorre em 200 kHz e para a torre Elbekreuzung -1 de 189m, o primeiro pico ocorre em 350 kHz. Entretando, para um solo ideal, a magnitude da torre de transmissão decresce até a frequência de ressonância, e a partir desse valor apresenta comportamento oscilatório.

O Vector Fitting ajustou as curvas da admitância com N polos conforme mostrado na Figura 63-(a). Para o solo ideal, o ajuste com N= 26 polos representa a curva de admitância da torre Elbekreuzung-2, sendo o maior número de polos quando comparado com demais ajustes para solos reais. Esse fato ocorre devido ao comportamento distinto (descrescente até a 250 kHz) da admitância da torre Elbekreuzung-2 e devido aos picos mais elevados na magnitude para as demais frequências de ressonância. Na tabela 62 são apresentados os resíduos e os polos para aproximar a admitância da torre Elbekreuzung-2 para um solo ideal.

Tabela 62 - Resíduos e polos para as curvas da admitância da Elbekreuzung-2 considerando solo ideal.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
0.0069e4	-5.8770508e2
1.1085e4	-0.21296387e2
(2.83310859 ± 0.002678932i)e5	(-0.0005502 ± 3.757779i)e7
(0.0980675 ± 0.000148548i)e5	(-0.00021193 ± 2.892173720i)e7
(0.03954208 ± 0.000423125i)e5	(-0.000389795 ± 2.62607683i)e7
(0.02751316 ± 0.0000487024i)e5	(-0.00060151 ± 1.866845326i)e7

(0.067320995 ± 0.000253452i)e5	(-0.000124916 ± 1.69198080i)e7
(0.0328125198 ± 0.000253247i)e5	(-0.00000891 ± 1.54492418i)e7
(0.026704617 ± 0.000130614i)e5	(-0.000081895 ± 1.29653244i)e7
(0.069998923 ± 0.000049943i)e5	(-0.000025513 ± 1.17661108i)e7
(0.021334426 ± 0.000121333i)e5	(-0.00008815 ± 1.04026542i)e7
(0.134029282 ± 0.0000661924i)e5	(-0.000026071 ± 0.952459i)e7
(0.166564455 ± 0.0000517665i)e5	(-0.00001722 ± 0.65604143i)e7
(0.135346587 ± 0.000013696i)e5	(-0.00001195 ± 0.36900656i)e7

Fonte: Autoria própria.

Nas tabelas 63 e 64 mostram os parêmetros dos circuitos RL (polos reais) e RL(C//R) (polos complexos) para aproximar a admitância da torre Elbekreuzung-2.

Tabela 63 - Parâmetros dos circuitos RL para a torre Elbekreuzeung-2 para solo ideal.

	R_P (Ω)	L_P (H)
n =1	8.5663868	0.014575995
n =2	0.0019212	0.00009021

Fonte: Autoria própria.

Tabela 64 - Parâmetros dos circuitos RL(C//R) (polos complexos) para torre Elbekreuzung-2 considerando um solo ideal.

	R_{X1}(kΩ)	L_{X1} (mH)	R_{X2} (Ω)e6	C_X (F)e-8
m = 1	-0.0530	0.0018	0.0607	0.0401
m = 2	-2.1256	0.0510	0.9286	0.0023
m = 3	-35.0397	0.1264	0.3061	0.0011
m = 4	7.0986	0.1817	-2.3431	0.0016
m = 5	-4.6383	0.0743	0.3274	0.0047
m = 6	18.1831	0.1524	-0.3053	0.0027
m = 7	-11.7199	0.1872	0.4900	0.0032
m = 8	0.6179	0.0714	-1.2149	0.0101
m = 9	-13.6588	0.2344	0.4224	0.0039
m = 10	0.1852	0.0373	-0.7617	0.0295
m = 11	-0.0560	0.0300	0.5843	0.0774
m = 12	-0.0094	0.0369	1.0203	0.1988

Fonte: Autoria própria.

O circuito representativo para a torre Elbekreuzung-2 em um solo ideal é composto por *n* = 2 ramos de circuitos RL e *m* = 12 ramos de circuito RL(L//C). Para um solo de 100 Ωm, os polos e resíduos para aproximar a curva da admitância são apresentados na Tabela 65.

Tabela 65 - Resíduos e polos para as curvas da admitância da Elbekreuzeung-2 considerando ρ = 100 Ωm.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
1.0438943e4	-1.1466864e4
-0.00014051e4	-0.01317909e4
(2.4591590 ± 0.1910129i)e5	(-0.2393 ± 3.7658i)e7
(0.0796936 ± 0.0360646i) e5	(-0.2636 ± 2.8951i) e7
(0.035239 ± 0.06131330i) e5	(-0.0735 ± 2.8201i) e7
(0.0265572 ± 0.008136i) e5	(-0.0045 ± 1.8752i) e7
(0.059943 ± 0.0138170i) e5	(-0.0041 ± 1.6951i) e7
(0.019377 ± 0.00289926i) e5	(-0.0009 ± 1.5363i) e7
(0.022205 ± 0.000125050i)e5	(-0.0097 ± 1.2945i) e7
(0.064487 ± 0.00940119i)e5	(-0.0087 ± 1.1711i) e7
(0.1341105 ±0.003537407i) e5	(-0.0098 ± 0.9451i) e7
(0.1652346 ±0.0005358i) e5	(-0.0098 ± 0.6489i) e7
(0.1315248 ± 0.003289336i) e5	(-0.0078 ± 0.3631i) e7

Fonte: Autoria própria.

As tabelas 66 e 67 apresentam os parâmetros dos circuitos RL e RL(L//C) para sintetizar a curva da admitância da torre Elbekreuzung no solo de 100 Ωm.

Tabela 66 - Parâmetros dos circuitos RL para a torre Elbekreuzeung-2 considerando ρ = 100 Ωm.

	R_P (Ω)	L_P (H)
n = 1	1.0986	1e5
n = 2	84.1874	0.72570

Fonte: Autoria própria.

Tabela 67 - Parâmetros dos circuitos RL(C//R) para torre Elbekreuzung-2 com ρ = 100 Ωm.

	R_{X1}(kΩ)	L_{X1} (mH)	R_{X2} (kΩ)	C_X (F)e-8
m = 1	0.0119	0.0013	-1.9830e4	0.043309
m = 2	-1.8364	0.1335	0.9165 e4	0.0007603
m = 3	-1.0096	0.1924	1.371 e4	0.0013684
m = 4	-0.3508	0.0862	0.6315 e4	0.0038018
m = *5*	-0.9870	0.2622	1.2260 e4	0.002086
m = 6	-0.1547	0.0809	0.5494 e4	0.008753
m = 7	0.0140	0.0372	-1.8342 e4	0.0300413
m = 8	0.0030	0.0304	1.3207e4	0.0780900
m = 9	0.0065	0.0381	-2.9396 e4	0.1991708

Fonte: Autoria própria.

O circuito representativo para a torre Elbekreuzung-2 em um solo ideal é composto por *n* = 2 ramos de circuitos RL e *m* = 12 ramos de circuito RL(L//C). Para um solo de 1000 Ωm, os polos e resíduos para aproximar a curva da admitância são apresentados na Tabela 68.

Tabela 68- Resíduos e polos para as curvas da admitância da Elbekreuzeung-2 com ρ = 1000 Ωm.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
1.4597e6	-6.2926e7
0.0110e6	-0.0197e7
(5.0560 ± 5.3122i)e5	(-0.8981 ± 3.7333i)e7
(-0.0335 ± 0.0610i)e5	(-0.0645 ± 2.9638i)e7
(0.0170 ± 0.0005i)e5	(-0.0008 ± 2.0693i)e7
(0.0890 ± 0.0016i)e5	(-0.0221 ± 1.5637i)e7
(0.3782 ± 0.0036i)e5	(-0.0281 ± 1.3552i)e7
(0.3706 ± 0.0438i)e5	(-0.0367 ± 1.1262i)e7
(0.2699 ± 0.0369i)e5	(-0.0424 ± 0.8688i)e7
(0.1520 ± 0.0395i)e5	(-0.0380 ± 0.5764i)e7
(0.1039 ± 0.0089)e5	(-0.0230 ± 0.3004i)e7

Fonte: Autoria própria.

Tabela 69 - Parâmetros dos circuitos RL para a torre Elbekreuzeung-2 para ρ = 1000 Ωm.

	R_P (Ω)	L_P (H)
n = 1	43.1098	0.0069e-4
n = 2	17.8092	0.9057e-4

Fonte: Autoria própria.

Tabela 70 - Parâmetros dos circuitos RL(C//R) para torre Elbekreuzung-2 com ρ = 1000 Ωm.

	R_{X1}(kΩ)	L_{X1} (mH)	R_{X2} (Ω)	C_X (F)
m = 1	0.0477	0.0010	-0.0010e5	0.0345e-8
m = 2	-8.1437	-0.1492	0.1060e5	-0.0002e-8
m = 3	0.1720	0.2948	-2.2258e5	0.0008e-8
m = 4	0.0278	0.0562	-2.6221e5	0.0073e-8
m = 5	0.0020	0.0132	0.0591e5	0.0412e-8
m = 6	0.0229	0.0135	-0.0180e5	0.0576e-8
m = 7	0.0299	0.0185	-0.0187e5	0.0702e-8
m = 8	0.0618	0.0329	-0.0104e5	0.0857e-8
m = 9	0.0235	0.0481	-0.1526e5	0.2287e-8

Fonte: Autoria própria.

O circuito para sintetizar a admitância da torre Elbekreuzung-2 para o solo de 1000 Ωm é composto por n = 2 ramos de circuitos RL e m = 9 ramos de circuitos RL(R//C). A seguir os

resíduos e polos para aproximar a admitância da torre Elbekreuzung-2 para um solo de 2000 Ωm são apresentados na Tabela 71.

Tabela 71 - Resíduos e polos das curvas da admitância da Elbekreuzeung-2 com solo = 2000 Ωm.

Resíduos (c_i)	*Polos* (a_i)
1.1152e4	-2.4672e5
-0.0001e4	-0.0081e5
(4.2896 ± 0.5181i)e5	(-0.4789 ± 4.3151i)e7
(0.0160 ± 0.0199i)e5	(-0.0084 ± 2.8986i)e7
(0.0184 ± 0.0081i)e5	(-0.1171 ± 2.7062i)e7
(0.0263 ± 0.0074i)e5	(-0.0122 ± 1.8784i)e7
(0.0610 ± 0.0096i)e5	(-0.0046 ± 1.6947i)e7
(0.0143 ± 0.0049i)e5	(-0.0232 ± 1.5513i)e7
(0.0821 ± 0.0169i)e5	(-0.0420 ± 1.1711i)e7
(0.1262 ± 0.0137i)e5	(-0.0364 ± 0.9502i)e7
(0.1942 ± 0.0002i)e5	(-0.0578 ± 0.6474i)e7
(0.1223 ± 0.0170i)e5	(-0.0323 ± 0.3557i)e7

Fonte: Autoria própria.

As tabelas 72 e 73 mostram os parâmetros dos circuitos RL e RL(R//C) para aproximar a curva da admitância na torre Elbekreuzung-2 para um solo de 2000 Ωm.

Tabela 72 - Parâmetros dos circuitos RL (polos reais) para a torre Elbekreuzeung-2 para ρ = 2000 Ωm.

	R_P (kΩ)	L_P (H)
n =1	0.0221	0.0001
n =2	1.4634	1.8177

Fonte: Autoria própria.

Tabela 73 - Parâmetros dos circuitos RL(C//R) (polos complexos) para torre Elbekreuzung-2 considerando ρ = 2000 Ωm.

	R_{X1}(Ω)e4	L_{X1} (mH)	R_{X2} (Ω)e4	C_X (F)e-8
m = 1	0.0012	0.0012	-0.5203	0.0454
m = 2	-1.1300	0.3133	1.8563	0.0001
m = 3	0.3569	0.2721	-2.2104	0.0004
m = 4	-0.0980	0.1901	1.3406	0.0014
m = 5	-0.0214	0.0819	0.8907	0.0041
m = 6	-0.1761	0.3491	1.7019	0.0011
m = 7	-0.0122	0.0609	0.3074	0.0115
m = 8	0.0055	0.0396	-0.5426	0.0276
m = 9	0.0015	0.0257	0.1850	0.0927

m = 10	0.0033	0.0409	-0.3062	0.1897

Fonte: Autoria própria.

O circuito discreto para representação da torre de transmissão para um solo de 2000 Ωm na qual é composto por n = 2 ramos de circuito RL e m = 10 ramos de circuito RL(R//C). Na tabela 74 é apresentado os números de circuitos RL e RL(R//C) para representar a admitância da torre Elbekreuzung-2 para os solos dados.

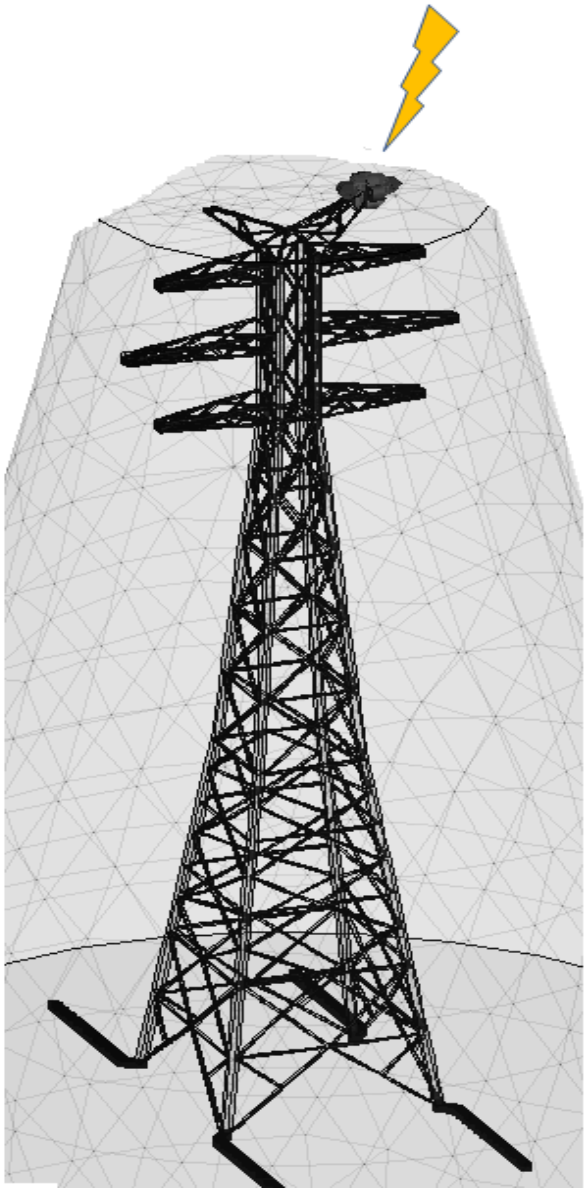
Tabela 74 - Número de circuitos RL e RL(R//C) para a admitância de Elkekreuzung-2.

solos	*n*	*m*
Ideal	2	12
100 Ωm	2	9
1000 Ωm	2	9
2000 Ωm	2	10

Fonte: Autoria própria.

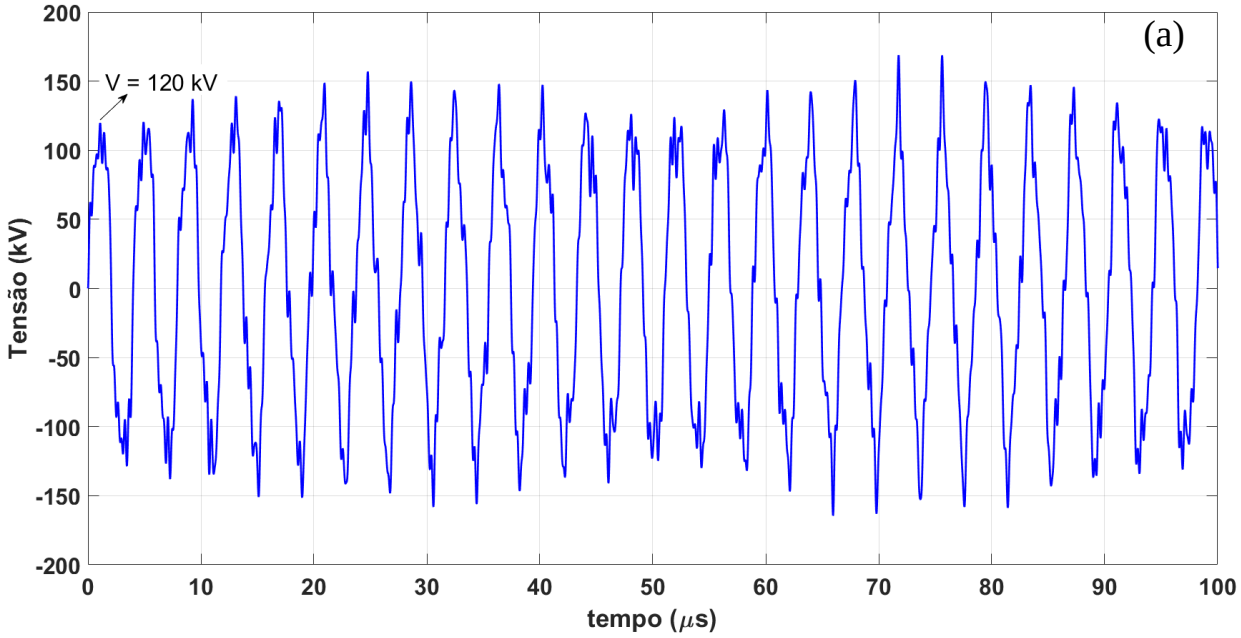
Seguindo o passo (iii), as tensões provocadas por uma descarga atmosférica para a torre de transmissão Elbekreuzung-2 para os 4 tipos de solo considerados. Na Figura 64 é mostrada a uma descarga atmosférica incidente no topo da torre Elbekreuzung-2

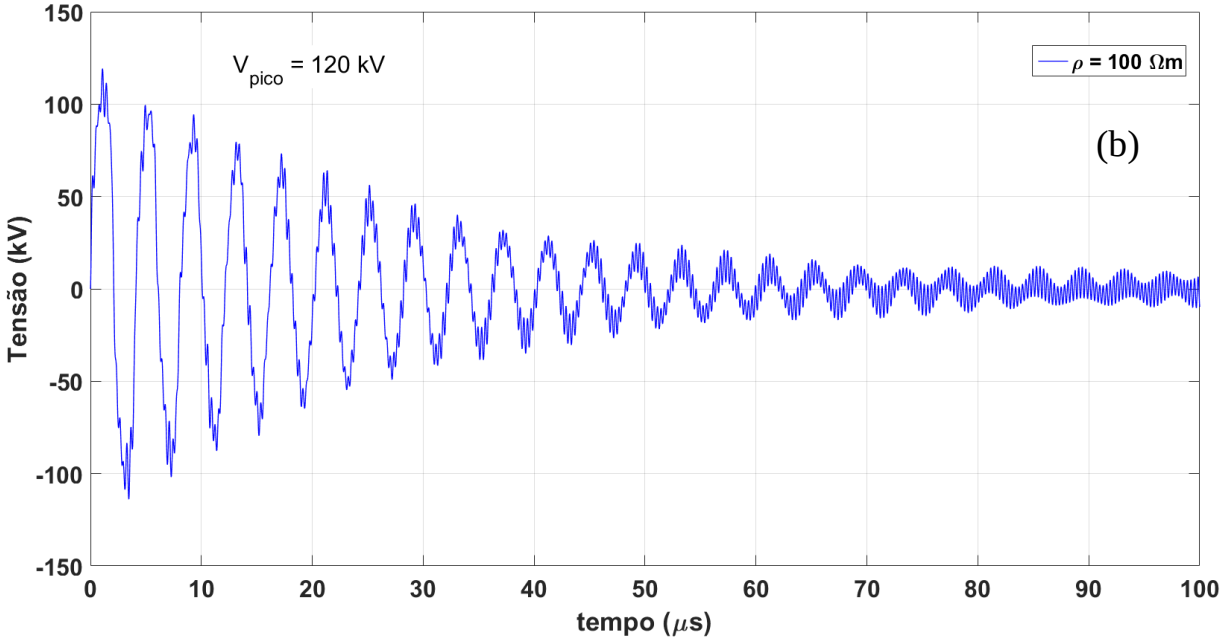
Figura 64-Descarga atmosférica incidente no topo da torre Elbekreuzung-2.

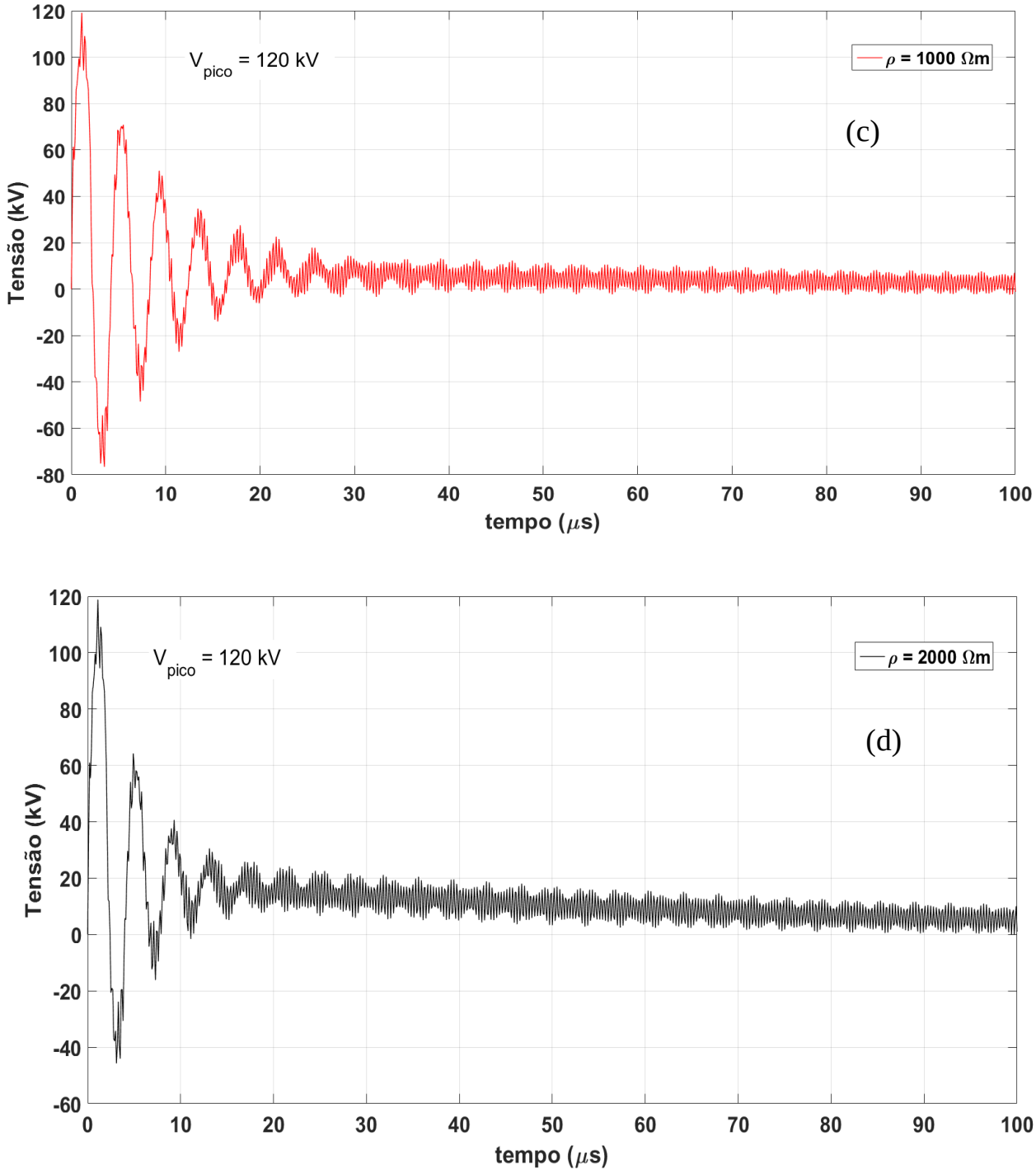


Fonte: Autoria própria.

Figura 65 - Tensões no topo das torres gigantes Elbekreuzung-2 considerando solos : (a) ideal; (b) 100 Ωm;(c) 1000 Ωm; e (d) 2000 Ωm.







Fonte: Autoria própria.

Para a torre de transmissão Elbekreuzung-2, as tensões provocadas apresentam o período de 4 μs para uma torre 227 m de altura enquanto para as torres converncionais, o período é de 1 μs. Para os solos reais, o pico das tensões produzidas é de 120 kV, enquanto que para um solo ideal a tensão apresenta um comportamento oscilatório.

Na Figura 63-(a) magnitude da admitancia ocorre na frequeência de 250 kHz, na qual corresponde ao inverso do período de 4 μs obtido na Figura 65. As tensões obtidas para um solo ideal apresentam mais oscilações até atingirem o valor de regime. Para solos reais, as tensões apresentam um comportamento mais oscilatório do que as tensões obtidas para as torres de 189 e 300m de altura. Para a torre de 227 m, as tensões apresentam o maior tempo para entrar em regime permanente. Uma análise nos polos obtidos na aproximação do *Vector Fitting* mostra que a parte real é bem inferior a parte imaginária, justificando as oscilações constantes durante a simulação. Tal característica mostra que dependendo da geometria da torre, em especial a altura da torre, a resposta transitória é mais extensa e oscilatória. Essas oscilações que se estendem ao longo da resposta transitória foram observadas na torre Elbekreuzunng-2. O amortecimento ocorre devido a dissipação de energia no solo devido aos eletrodos de aterramento enterrados. Quanto maior a resistividade do solo analisado, a tensão elétrica apresenta menos oscilações no regime transitório, porém o comportamento assintótico torna-se mais expressivo.

A estrutura da torre influencia na resposta transitória na qual a altura torna-se o fator mais importante para a resposta transitória. Ressalta-se que o sistema de aterramento adotado nas simulações é o mesmo para todas as configurações de torre. Tal consideração é feita para simplicar o computo da admitância de cada torre de transmissão, porém em torres gigantes são adotadas outras estruturas de aterramento. Quanto ao número de ramos de circuitos RL e RL(R//C), verifica-se que com o aumento da resistividade do solo, o circuito torna-se mais complexo. Nesse contexto, o circuito representativo para a admitância de torres gigantes contém um número maior de ramos de circuitos RL e RL(R//C), conforme as tabelas 48, 61 e 74.

Algumas tabelas com os parâmetros dos circuitos RL e RL(C//R) apresentam valores negativos para as resistências, indutâncias ou capacitâncias. Esses parâmetros decorrem da aproximação feita pelo Vector Fitting, entretanto são implementáveis em software de análise em

transitórios eletromagnéticos tais como PSCAD. As tensões provocadas por uma descarga atmosférica na torre Elbekreuzung-2 apresentam mais oscilações ao longo de sua resposta transitória, no qual consiste um comportamento distinto quanto as tensões obtidas para as torres gigante da Amazônia e Elbekreuzung-1. As tensões calculadas nas torres de transmissão gigantes apresentam um menor amortecimento no domínio do tempo, na qual possuem um tempo maior para entrar em regime permanente quando comparadas com as tensões obtidas nas torres convencionais. Esse fato ocorre devido as múltiplas reflexões que viajam do topo à base que são mais atenuadas em torres convencionais. Como consequências, as tensões induzidas nos condutores de fases possuem maiores amplitudes e tempo para entrar em regime.. A Tabela 75 mostra as primeiras frequências de ressonância obtidas para todas as torres de transmissão, com as respectivas alturas, e os períodos das tensões calculadas para um solo de 100 Ωm.

Tabela 75-Resumo dos parâmetros medidos para as torres estudadas.

Resistividade (100 Ωm)	Altura	*Primeira Freq. De Ressonância*	Período
Autoportante circuito simples	25 m	2 MHz	0,50 μs
Autoportante circuito duplo	45 m	1 MHz	1μs
Torre estaiada	46 m	0,9 MHz	1,20 μs
Torre gigante Elbekreuzung-1	189 m	350 kHz	3 μs
Torre gigante Elbekreuzung-2	227 m	250 kHz	4 μs
Torre gigante da Amazônia (T238)	300 m	200 kHz	5 μs

Fonte: Autoria própria.

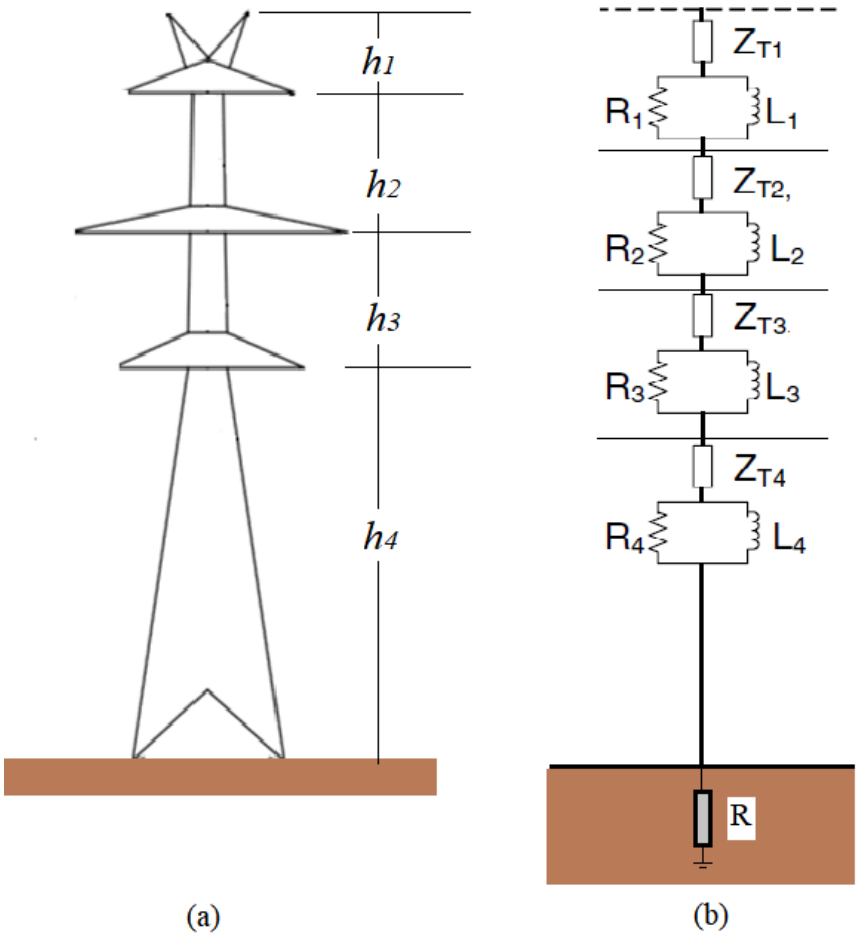
Conforme mostrado na tabela 75, verifica-se que quanto maior a altura da torre, menor é a frequência de ressonância e maior o período da tensão produzida pela descarga atmosférica. Essa característica é igual a de linhas de transmissão na qual as frequências dependem inversamente do comprimento da linha. Os isoladores devem ser bem projetados para suportar que a diferença de tensões sobre a cadeia não exceda o limite crítico de flashover - CFO (*Critical Flashover Voltage*). Nessa condição, um arco elétrico é produzido sobre a cadeia de isoladores, se originando da torre para os condutores de fase, sendo denominado de backflashover

A seguir são apresentadas as tensões produzidas por uma descarga atmosférica para a torre convencional e a torre gigante da Amazônia obtidas com o modelo Multi-andares (MA) e MoM.

4.4 COMPARAÇÃO ENTRE MODELO MULTI-ANDARES E O MOM

Nesta seção, a tensão causada por uma descarga atmosférica incidente no topo da torre é calculada pelo modelo Multi-andares (MA) e o Método dos Momentos (MoM) é apresentada considerando uma torre convencional e uma torre gigante em um solo real e ideal. Inicialmente, para a torre convencional de circuito duplo de 400 kV (T_2) estudada anteriormente que será representada pelo modelo Multi-andares (MA). Na Figura 66 é mostrada a silhueta da torre convencional e sua representação elétrica empregando o modelo MA.

Figura 66 - (a) Silhueta da torre de circuito duplo de 400 kV; (b) Representação da torre pelo modelo Multi-andares (MA).



Fonte: Autoria própria.

Os parâmetros para representar a torre de convencional T_2 são apresentados na Tabela 75. Tais parâmetros são calculados usando as formulações apresentadas por Datsios e apresentadas no capítulo 3 (DATSIOS, 2015).

Tabela 76 - Parâmetros elétricos para a representação da torre T_2 com o modelo Multi-andares.

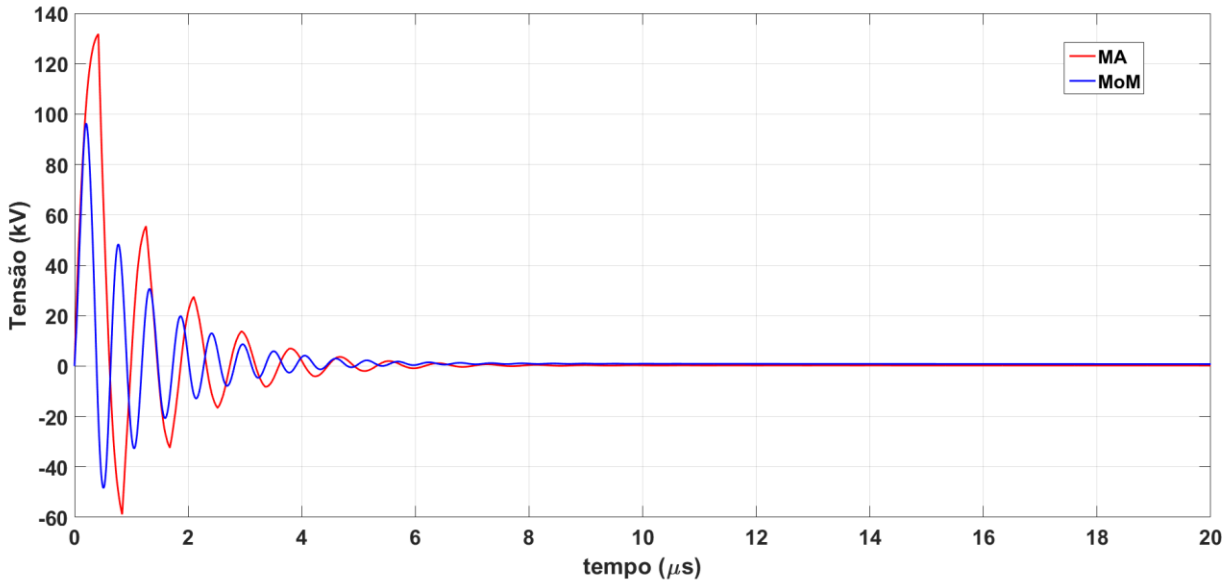
Parâmetros	i = 1	i = 2	i = 3	i = 4
Z_{Ti} (Ω)	120	120	120	120
Ri (Ω)	10,0	16,9	15,90	42,80
Li (μH)	3,0	5,1	4,8	12,8
h_i (m)	8,6	8,5	8,0	20

Fonte: Autoria própria.

A resistência de aterramento é de R = 10 Ω. Nesse caso, ressalta-se que esse valor de resistência é adotado por pesquisadores para o cálculo das sobrentensões provocadas por descargas atmosféricas (MARUNGSRI *et al*., 2008; VISACRO, 2016; YADEE, 2007). Na Figura 67 é mostrada uma comparação entre a tensão obtida pelo MA e o MoM, usando o software FEKO, para um solo ideal. Na Figura 68 é apresentada uma comparação entre a tensão calculada a partir do MA e do MoM para um solo ideal.

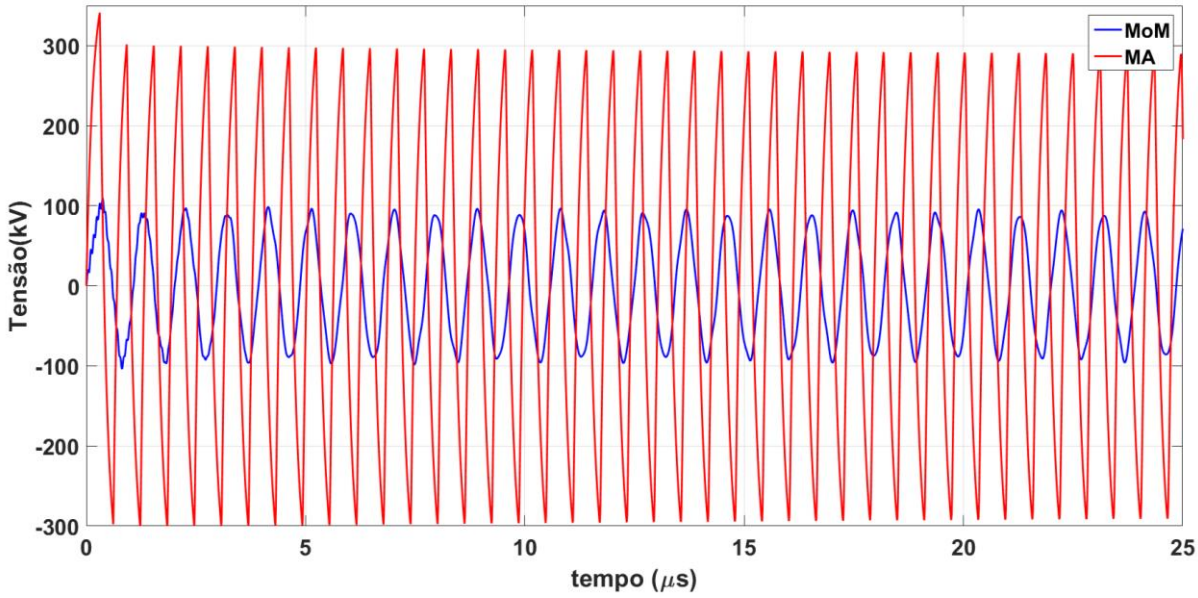
Na figura 67 são mostradas as tensões provocadas por uma descarga atmosférica incidente em uma torre convencional obtidas pelo modelo MA e MoM. No regime transitório, as duas curvas apresentam comportamento divergentes, na qual o pico da tensão obtida para o modelo Multistory é 36% superior a resposta obtida pelo MoM. De modo esperado, para as tensões obtidas para a torre de transmissão em um solo ideal também apresentam comportamento distintos entre MA e MoM conforme mostrado na Figura 68. Nesse caso, a amplitude e o período em curva são bem divergentes.

Figura 67 - Tensões calculadas pelo modelo Multistory e MoM para a torre convencional.



Fonte: Autoria própria.

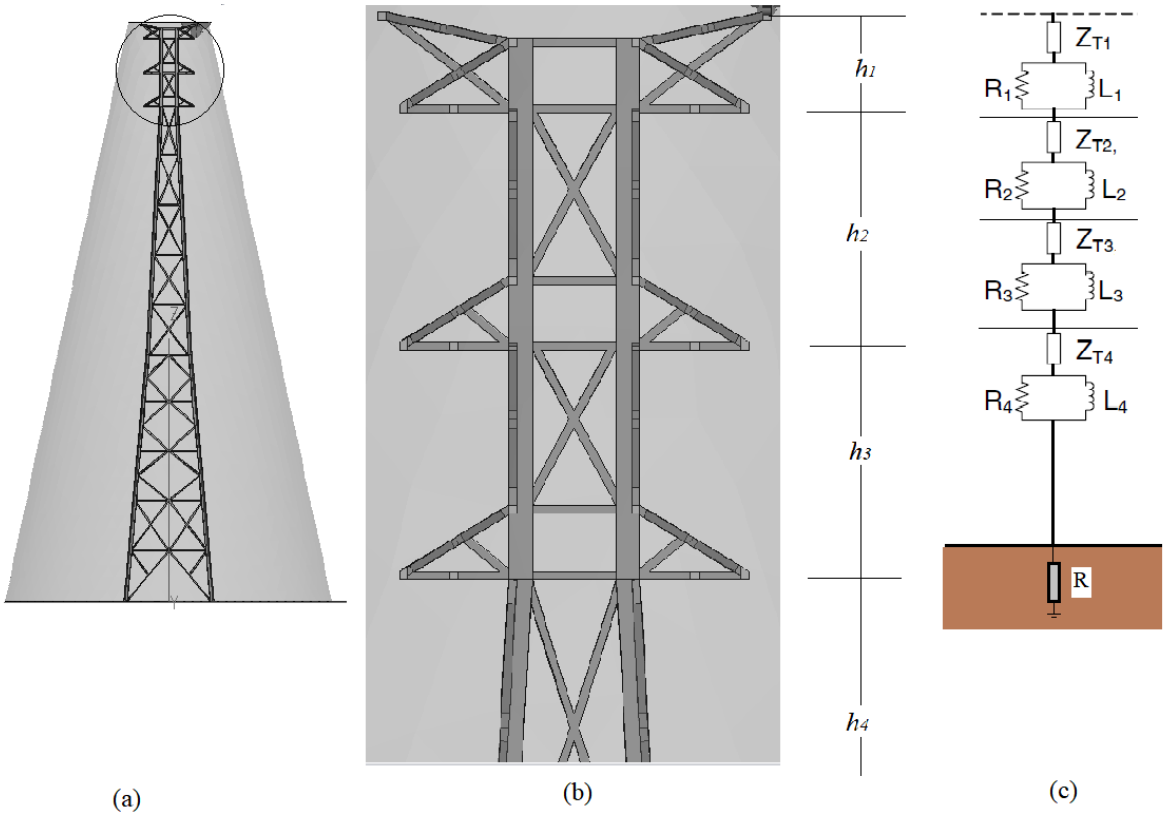
Figura 68 - Tensões obtidas pelo modelo MA e MoM para a torre convencional para o solo ideal.



Fonte: Autoria própria.

As divergências ocorrem devido as simplificações decorrentes do modelo MA, tais como: (i) simplificação da geometria da torre, na qual as treliças e os braços da torre convencional não são levados em consideração; (b) a impedância de aterramento é aproximada por um valor constante (resistência estática). Entretanto a impedância de aterramento pode assumir comportamento resistivo, capacitivo ou indutivo dependendo do intervalo da frequência. Na Figura 69 mostra a torre gigante da Amazônia, projetada no FEKO e o detalhe no topo, e a representação da estrutura pelo modelo Multi-andares.

Figura 69 - (a)Torre gigante da Amazônia projetada no FEKO; (b) Detalhe da parte superior da torre; (c) circuito representativo para o modelo multi-andares.



Fonte: Autoria própria.

Na tabela 76 são mostrados os parâmetros elétricos para a representação da torre gigante da Amazônia pelo modelo multi-andares (MA). As resistências discretas por trecho são

calculados pelas equações (24) e (25). As indutâncias discretas por trecho é calculada pela equação (26), conforme apresentada pelo artigo de Datsios (DATSIOS, 2015). A velocidade de propagação é 300 000 km/s e o coeficiente $\gamma = 2$. A resistência de aterramento é de 10 **Ω**, valor típico empregado nas simulações.

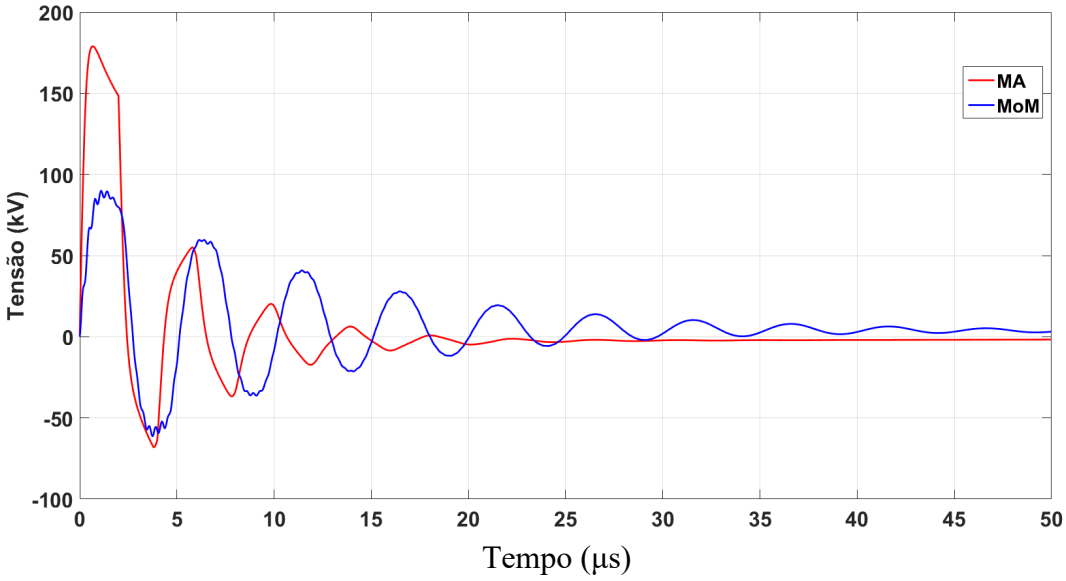
Tabela 77 - Parâmetros elétricos para representar a torre gigante pelo MA.

Parâmetros	i = 1	i = 2	i = 3	i = 4
Z_{Ti} (Ω)	120	120	120	120
Ri (Ω)	14.2	14.2	14.2	42,8
Li (μH)	50	50	50	50
h_i (m)	10	10	10	260

Fonte: Autoria própria.

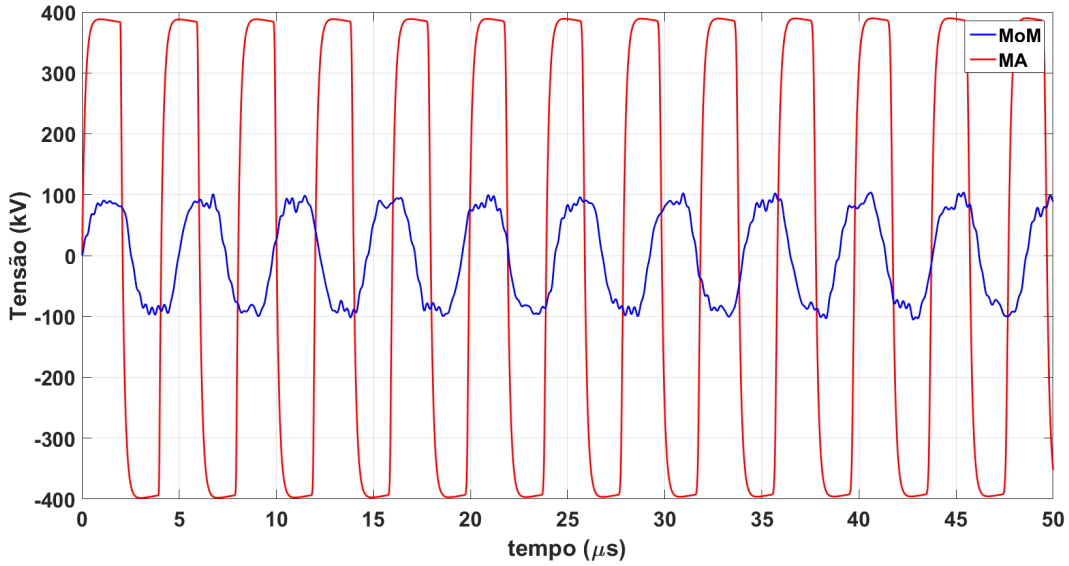
As tensões produzidas por descargas atmosféricas obtidas para a torre de transmissão com o modelo MA e o MoM são apresentados na Figura 70 para um solo real e na Figura 71 para uma solo ideal.

Figura 70 - Tensões para a torre gigante obtidas pelo modelo MA e o MoM para um solo real.



Fonte: Autoria própria.

Figura 71 - Tensões para a torre gigante da Amazônia obtidas pelo modelo MA e o MoM para um solo ideal.



Fonte: Autoria própria.

De modo análogo, as tensões obtidas pelo modelo MA e MoM são divergentes. De acordo com a Figura 70, a tensão obtida pelo MA possui pico de 170 kV enquanto que o valor obtido pelo MoM é de 80 kV. Para a tensão calculada em um solo ideal, conforme mostrada na Figura 71,o pico obtido para o MA é de 400 kV aproximadamente enquanto que o pico da tensão obtida pelo MoM é de 90 kV. Verifica-se uma diferença significativa entre o MA e o MoM para as tensões transitórias obtidas em um solo real ou ideal. Em um solo real, há a dissipação da energia pelos condutores de aterramento, fazendo com que a tensão tenha um perfil amortecimento no regime transitório. Ressalta-se que o modelo Multi-andares para torres convencionais não é adequado para a representação de torres gigantes, pois as tensões obtidas na simulações em PSCAD mostram uma grande distorção em relação as tensões obtidas pelo MoM.

Outros fatores tais como a disposição dos condutores (arranjo) e resistividade do solo também influenciam no comportamento elétrico da impedância de aterramento. Entretanto, esse fatores

são levados em consideração quando a torre é modelada no FEKO e a admitância da torre é calculada pelo MoM, que é um método consolidado na literatura.

5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES

As sobretensões causadas por descargas atmosféricas são um dos principais fatores de desligamentos em linhas, e recebem grande atenção das concessionárias de energia e pesquisadores hoje no Brasil. A impedância de aterramento empregada geralmente nas simulações em transitórios eletromagnéticos é representada por uma resistência constante. Entretanto, para as simulações de descargas atmosféricas essa resistência constante não é adequada para representar o comportamento as tensões transitórias resultantes. Tal divergência ocorre devido a impedância de aterramento apresentar comportamento elétrico resistivo, indutivo ou capacitivo dependendo do intervalo da frequência.

Quanto aos modelos para representar a torre de transmissão convencional, verifica-se que a importância do tema para estudos transitórios eletromagnéticos porém não são adequados para a representação de torres gigantes de transmissão.

As admitâncias são calculadas para um solo ideal e dois solos reais, cujas as resistividades são de 100 e 1000 Ωm. Em geral, para solos reais, a magnitude da admitâcia é constante e sua amplitude diminui significativamente com o aumento da resistividade do solo para baixas frequências. Nesse intervalo, a admitância assume um comportamento elétrico resistivo, sendo denominada de resistência estática. Nessa condição,os efeitos capacitivos e a ionização do solo são desprezíveis, e o sistema de aterramento comporta-se como uma resistência linear simples. A partir de uma dada frequência, a admitância assume um comportamento indutivo ou capacitivo, sendo dependente do intervalo da frequência, já que esses efeitos se tornam mais significativos e devem ser considerados para análises em transitórios eletromagnéticos mais precisas. Acima de 1 MHz, as curvas apresentam picos referentes a ressonância sendo que esses picos são mais expressivos em um solo ideal, do que os picos obtidos para o solo real. Empregando a técnica do *Vector Fitting*, as curvas de admitância para cada torre de transmissão convencional foi aproximada por um circuito discreto composto pela combinação de diversos ramos de circuitos RL e RL(C//R). O número de ramos de circuitos RL e RL(R//C) depende da resistividade do solo e observa-se uma tendência no aumento de ramos de circuito para solos de maior resistividade.

Em um solo ideal, a tensão produzida por uma descarga atmosférica para todos as torres apresenta comportamento oscilatório sem amortecimento. Tal fenômeno ocorre devido aos polos complexos apresentarem parte imaginária muito maior que a parte real. Essa característica ocorre devido as baixas perdas da estrutura metálica da torre de transmissão em um solo ideal. De modo contrário, as tensões provocadas por uma descarga atmosférica em uma torre de transmissão em um solo real apresentam comportamento oscilatório amortecido, na qual a resistividade é o fator determinante. Em solos reais, as oscilações são amortecidas rapidamente, devido a dissipação da corrente elétrica pelo sistema de aterramento. Uma alternativa para reduzir a tensão produzida por descargas atmosféricas no topo das torres é a utilização de eletrodos mais longos no sistema de aterramento formado pelos cabos contrapesos.

Nas torres de transmissão elevadas estudadas, as admitâncias foram calculadas para solos reais (100, 1000 e 2000 Ωm) e para um solo ideal na qual a tensão produzida por uma descarga atmosférica é influenciada pelo tipo de solo empregado nas simulações. Nas curvas de admitância das torres de transmissão elevadas, para os solos reais, verifica-se que a magnitude da resistência estática depende da resistivade do solo, na qual a resistência aumenta com o aumento da resistividade do solo, para um determinado intervalo de frequência. Em comparação com torres de transmissão convencionais, as admitâncias apresentam mais oscilações na admitância em altas frequência, devido aos picos de ressonância, do que as curvas de admitâncias para torres convencionais.

Em torres convencionais, quanto maior a altura da torre, menor é a primeira frequência de ressonância calculada. Esse comportamento é semelhante ao da impedância de uma linha de transmissão. A partir da primeira frequência de ressonância, as admitâncias da torres elevadas apresentam o mesmo comportamento para o intervalo restante da frequência. Para um solo ideal, a admitância apresenta um comportamento descrecente em baixas frequências até a primeira frequência de ressonância. Para os subsequentes picos observados, esses apresentam maior amplitude quando comparados com os obtidos para os solos reais. O Vector Fitting ajustou as curvas da admitância com N polos conforme indicado em cada curva , na qual N depende da resistividade do solo. De modo geral, o solo ideal apresenta um número maior N de polos para ser

sintetizado pela técnica do Vector Fitting. Para um solo ideal, verifica-se que o período das oscilações são maiores do que as tensões obtidas para as torres convencionais.

O período das tensões é calculado pelo inverso da primeira frequência de ressônancia observada na curva da admitância de cada torre, no qual a torre de maior altura apresentará o menor período de oscilação para a tensão. Em solos reais, quanto menor a resistividade do solo , mais oscilações apresentam a tensão transitória. Em relação as torres de transmissão de altura elevada, a modelagem dessas estruturas não são encontradas na literatura científica. Assim verifica-se uma significativa diferença nas tensões calculadas quando a torre é representada pelo modelo Multi-andares (MA) e pelo MoM.

A geometria adotada (cone+semiesfera metálicos) mostrou-se adequada para o cálculo das admitâncias das torres metálcias para um dado solo. Os testes do anexo IV mostram que os resultados obtidos para as impedâncias de aterramento dos eletrodos metálicos estão de acordo com os obtidos pelo modelo TLM.

Como sugestões para trabalhos futuros, as tensões nos condutores de fases poderão ser calculadas uma vez que o software FEKO permite o cálculo dos campos eletromagneticos em torno desses condutores e a previsão quanto ao backflashover é estimada. Novas topologias para o sistema de aterramento podem ser propostas com o intuito de obter a menor impedância de aterramento possível para as torres de transmissão, para solos homogêneos ou estratificados. O efeito da frequência nos parâmetros do solo (condutividade e permissividade) podem ser incluídos nas análises, uma vez que em solos reais ocorre o efeito da ionização. Novas topologias de torres para atender determinadas normas técnicas. As tensões também podem ser calculadas para outras formas de onda de corrente injetadas no topo da torre (tipo rampa/degrau), assim como a orientação no ponto de aplicação (vertical/horizontal/inclinada) como nos ensaios experimentais

REFERÊNCIAS

AB KADIR, M. Z. A.; COTTON, I. Application of the insulator coordination gap models and effect of line design to backflashover studies. **International Journal of Electrical Power and Energy Systems**, Manchester, v. 32, n. 5, p. 443–449, 2010.

ALEMI, M. R.; SHESHYEKANI, K. Wide-band modeling of tower-footing grounding systems for the evaluation of lightning performance of transmission lines. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, Piscataway, v. 57, n. 6, p. 1627–1636, 2015.

ALMEIDA, M. E.; DE BARROS, M. T. C. Tower modelling for lightning surge analysis using Electro-Magnetic Transients Program. **Generation, Transmission and Distribution, IEE Proceedings**, Lisboa, v. 141, n. 6, p. 637–639, 1994.

AMETANI, A.; NAGAOKA, N.; FUNABASHI, T.; INOUE, N. Tower Structure Effect on a Back-Flashover Phase. In**:** INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER SYSTEMS TRANSIENTS,IPST, 2005, Montreal. **Anais eletrônicos...** Disponível em <http://www.ipstconf.org/papers/Proc_IPST2005/05IPST190.pdf> ,Acesso em 10 set. 2018

ANTONINI, G. SPICE equivalent circuits of frequency-domain responses. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, Piscataway, v. 45, n. 3, p. 502–512, 2003.

ARANEO, R.; MACCIONI, M.; LAURIA, S.; GERI, A.; GATTA, F.; CELOZZI, S. Hybrid and pi-circuit approaches for grounding system lightning response. In 2015 IEEE EINDHOVEN POWERTECH, POWERTECH 2015, Roma, 29 junho a 02 julho **Anais eletrônicos...**
Disponível em: < https://ieeexplore.ieee.org/document/7232419>. Acesso em 15 out. 2018

ARAÚJO, A. R. J. **Caracterização e redução das oscilações espúrias resultantes da representação de linhas de transmissão por meio de elementos discretos de circuitos**. 2014, 143 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica), Faculdade de Engenharia Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2014.

BABA, Y.; ISHII, M. Numerical electromagnetic field analysis on measuring methods of tower surge impedance. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, v. 14, n. 2, p. 630–635, 1999.

BABA, Y.; ISHII, M. Numerical electromagnetic field analysis on lightning surge response of tower with shield wire. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, v. 15, n. 3, p. 1010–1015, 2000.

BREUER, G. D.; SCHULTZ, A. J.; SCHOLOMANN, R. H.; PRICE, W. S. Field studies of the surge response of a 345-kV transmission tower and ground wire. **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems**, Piscataway, v. 76, n. 3, p. 1392–1396, 1957.

BRITTES, J. L. P.; RIBEIRO, J. E. Desempenho de Linhs de Transmissão que Utilizam Para-raios de

ZnO. In: VI CONGRESSO DE INOVAÇÃO TECNOLÓGICA EM ENERGIA, Fortaleza 2001, 11 a 17 de Agosto, 2011. **Anais eletrônicos...**
Disponível em: <http://www.aneel.gov.br/biblioteca/Citenel2001/trabalhos%5C04.pdf>.
Acessado em 30 out. 2018

CAO, T. X.; PHAM, T.; BOGGS, S. Computation of tower surge impedance in transmission line. In: 2013 IEEE ELECTRICAL INSULATION CONFERENCE, EIC Ottawa, 2013, 2-5 Junho **Anais Eletrônicos**... 2013. <Disponível em: https://ieeexplore.ieee.org/document/6554187>. Acessado em 25 nov. 2018.

CARDOSO, I.; PINTO, O.; PINTO, I. R. C. A.; HOLLE, R. Lightning casualty demographics in Brazil and their implications for safety rules. **Atmospheric Research**, São Paulo, v. 135–136, p. 374–379, 2014.

Companhia Energética de Minas Gerais (CEMIG). **Instrução para Aterramento de Estruturas de Linhas de Transmissão de 69 a 500 kV**. Belo Horizonte, 2003.

CHANAKA, M.; SHANTHI, K.; PERERA, R. Modeling of power transmission lines for lightning back flashover analysis (A case study: 220 kV Biyagama-Kotmale transmission line). In: 2011 6TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON INDUSTRIAL AND INFORMATION SYSTEMS, **Anais Eletrônicos**... Sri Lanka, 2011, pp. 386–391. Disponível em: <http://www.gbv.de/dms/tib-ub-hannover/671878425.pdf>. Acesso em: 20 ago. 2018

CHISHOLM, W. A.; CHOW, Y. l.; SRIVASTAVA, K. D. Lighting Surge Response Of Transmission Towers. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Ontário, v. PAS-102, n. 9, p. 3232–3242, 1983.

CHISHOLM, W. A.; CHOW, Y. L.; SRIVASTAVA, K. D. Travel time of transmission towers. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Ontário, v. PAS-104, n. 10, p. 2922–2928, 1985.

CIGRE WG01 SC33. **Guide to procedures for estimating the lightning performance of transmission lines**. Nova York. v. 01

CONTI, A.; VISACRO, S.; SOARES, A.; SCHROEDER, M. A. Revision, Extension, and Validation of Jordan's Formula to Calculate the Surge Impedance of Vertical Conductors. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, Piscataway, v. 48, n. 3, p. 530–536, 2006.

COSTA, E. C. M.; PINTO, A. J. G.; KUROKAWA, S.; KORDI, B.; PISSOLATO, J. On Tower Modeling using Fitting Techniques for Analysis of the Lightning Performance in Power Transmission Systems. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER SYSTEMS TRANSIENTS 2017, Seul, Coréia do Sul **Anais**. **Eletrônicos**... Disponível em:
<http://www.ipstconf.org/papers/Proc_IPST2017/17IPST002.pdf> Acesso em: 20 set. 2018.

CUNHA, L. V. **Desempenho de linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas: influência do efeito corona na ruptura a meio de vão**. 2010, 125f, Tese (em Engenharia Elétrica), Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte,2010.

DATSIOS, Z. G.; MIKROPOULOS, P. N. Effect of tower modeling on the minimum backflashover

current of overhead transmission lines. In: 19TH INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON HIGH VOLTAGE ENGINEERING, 2015, Pilsen, Czech Republic. **Anais Eletrônicos**: Disponível em:< http://www.bestpaths-project.eu/en/events/19th-international-symposium-on-high-voltage-engineering-ish-2015 >. Acesso em 15 out. 2017.

DOILE, G. N. D.; NASCIMENTO, R. L. Linhão de Tucuruí – 1.800 km de integração nacional. **Revista T & D Amazônia,** Belém, p. 58–62, 2010. Disponível em: <http://www.eniopadilha.com.br/documentos/TucuruiManaus.pdf> Acesso em: 15 nov. 2018

FORTIN, S.; YANG, Y.; MA, J.; DAWALIBI, F. P. Electromagnetic fields of energized conductors in multilayer soils. In: PROCEEDINGS - FOURTH ASIA-PACIFIC CONFERENCE ON ENVIRONMENTAL ELECTROMAGNETICS, CEEM'2006 Dalian, China, 2006, pp. 893–899. **Anais Eletrônicos...** Disponível em:< https://ieeexplore.ieee.org/document/1282228 > Acesso em: 20 jun. 2018

GATTA, F. M.; GERI, A.; LAURIA, S.; MACCIONI, M. Generalized pi-circuit tower grounding model for direct lightning response simulation. **Electric Power Systems Research**, Aquila, v. 116, p. 330–337, 2014.

GATTA, F. M.; GERI, A.; LAURIA, S.; MACCIONI, M. Equivalent lumped parameter II-network of standard grounding systems under surge conditions. In: 2010 30TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION, ICLP 2010, Cagliari 13-17 Sept. 2010, **Anais Eletrônicos:** Disponíveis em <https://ieeexplore.ieee.org/xpl/mostRecentIssue.jsp?punumber=7815649>. Acesso em: 30 nov. 2018.

GIBSON, W. **The Method of Moments in Electromagnetics**. 2 ed. Nova York, 2014,240p.

GONI, M. O.; AMETANI, A. Analysis and Estimation of Surge Impedance of Tower. **Applied Computational Electromagnetics Society Journal**, Akita, v. 24, n. 1, p. 72–78, 2009.

GRCEV, L. Modeling of grounding electrodes under lightning currents. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, Piscataway, v. 51, n. 3 PART 1, p. 559–571, 2009.

GRCEV, L. D. Computer analysis of transient voltages in large grounding systems. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, v. 11, n. 2, p. 815–823, 1996.

GRCEV, L.; GRCEVA, S. On HF circuit models of horizontal grounding electrodes. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, Piscataway, v. 51, n. 3 PART 2, p. 873–875, 2009.

GREENWOOD, A. **Electrical Transients in Power Systems**. 2 Edição : Wiley-Interscience, 1991.

GUSTAVSEN, B.; SEMLYEN, A. Rational approximation of frequency domain responses by vector fitting. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Trondheim, v. 14, n. 3, p. 1052–1059, 1999.

HALIN, S. A.; BAKAR, A. H. A.; ILLIAS, H. A.; HASSAN, N. H.; MOKHLIS, H.; TERZIJA, V. Lightning backflashover tripping patterns on a 275/132 kV quadrupule circuit transmission line in Malaysia. **IET Science, Measurement & Technology**, Kuala Lampur, v. 10, n. 4, p. 344–354, 2016.

HARA, T.; HATSUKWA, O.; YAMAMOTO, O.; NAGAI, T.; SONOI, Y.; SUGIMOTO, O. Tower model, considering brdcings and crossarms. In: DISCHARGE AND HIGH VOLTAGE JOINT CONFERENCE OF IEEJ 1991, p. ED-91-143, HV-91-60. **Anais Eletrônicos...** Disponível em:< https://ieeexplore.ieee.org/xpl/RecentIssue.jsp?punumber=2195> Acesso em: 25 out. 2018.

HARA, T.; YAMAMOTO, O. Modelling of a transmission tower for lightning-surge analysis. **IEEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution**, Piscataway, v. 143, n. 3, p. 283–289, 1996. a.

HARID, N.; GRIFFITHS, H.; HADDAD, A. A new frequency-dependent surge impedance calculation method for high-voltage towers. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Cardiff, v. 21, n. 3, p. 1430–1437, 2006.

Institudo de Pesquisas Espaciais-(INPE) **Cada raio gera um prejuízo de 20 reais ao Brasil, diz estudo do Inpe**. São Paulo, 2007. Disponível em: <http://computerworld.com.br/tecnologia/2007/01/16/idgnoticia.2007-01-16.4414291156>.

ISHII, M.; KAWAMURA, T.; KOUNO, T.; OHSAKI, E.; SHIOKAWA, K.; MUROTANI, K.; HIGUCHI, T. Multistory transmission-tower model for lightning surge analysis. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, v. 6, n. 3, p. 1327–1335, 1991.

ITO, T.; UEDA, T.; WATANABE, H.; FUNABASHI, T. Lightning flashover on 77-kV systems: Observed voltage bias effect and analysis. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, v. 18, n. 2, p. 545–550, 2003.

JORDAN, C. A. Lightning Computations for Transmission Lines with Overhead Ground Wires Part II. **Lightning Computations for Transmission Lines with Overhead Ground Wires Part II**, Washington v. 34, p. 180–185, 1934.

KROETZ, G. S.; MOREIRA, F. A.; NOVO, M. S. Estudo comparativo de sobretensões atmosféricas em linhas de transmissão devido às descargas em torres por meio do método FDTD e do programa ATP. In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SISTEMAS DE ENERGIA (SBSE), Natal, 22 a 25 de maio 2016. 2016, **Anais Eletrônicos...** Disponível em < http://2016.sbse.org.br/h/ > Acesso em: 25 set. 2018

LIU, Y.; THEETHAYI, N.; THOTTAPPILLIL, R. An engineering model for transient analysis of grounding system under lightning strikes: Nonuniform transmission-line approach. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, v. 20, n. 2 I, p. 722–730, 2005.

LIU, Y.; ZITNIK, M.; THOTTAPPILLIL, R. An improved transmission-line model of grounding system. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, Piscataway, v. 43, n. 3, p. 348–355, 2001.

LORENTZOU, M. I.; HATZIARGYRIOU, N. D.; PAPADIAS, B. C. Time domain analysis of grounding electrodes impulse response. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, v. 18, n. 2, p. 517–524, 2003.

MARTINEZ, J. A.; CASTRO-ARANDA, F. Tower Modeling for Lightning Analysis of Overhead Transmission Lines. In: POWER ENGINEERING SOCIETY GENERAL MEETING 2005, São Francisco, 2005, pp. 1212–1217. **Anais Eletrônicos…** Disponível em: < https://ieeexplore.ieee.org/xpl/mostRecentIssue.jsp?punumber=9893> Acesso em: 15 set. 2018

MARUNGSRI, B.; BOONPOKE, S.; RAWANGPAI, A.; OONSIVILAI, A.; KRITAYAKORNUPONG, C. Study of Tower Grounding Resistance Effected Back Flashover to 500 kV Transmission Line in Thailand by using ATP/EMTP. **World Academy of Science, Engineering and Technology International Journal of Electrical and Computer Engineering**, Málaga, v. 2, n. 6, p. 1061–1068, 2008.

MATSUMOTO, Y.; SAKUMA, O.; SHINJO, K.; SAIKI, M.; WAKAI, T.; SAKAI, T.; NAGASAKA, H.; MOTOYAMA, H.; ISHII, M. Measurement of lightning surges on test transmission line equipped with arresters struck by natural and triggered lightning. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, v. 11, n. 2, p. 996–1002, 1996.

MOBARAKEI, S. T.; SAMI, T.; PORKAR, B. Back Flashover phenomenon analysis in power transmission substation for insulation coordination. In: 2012 11TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON ENVIRONMENT AND ELECTRICAL ENGINEERING, EEEIC 2012 - CONFERENCE PROCEEDINGS, Veneza, 2012, pp. 170–174. **Anais Eletrônicos…** Disponível em:< https://ieeexplore.ieee.org/document/6221385 >. Acesso em: 20 nov. 2018.

MORALES, J.; ORDUÑA, E. A.; REHTANZ, C. Identification of lightning stroke due to shielding failure and backflashover for ultra-high-speed transmission-line protection. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, v. 29, n. 4, p. 2008–2017, 2014.

MOTA, P. C. .; CAMACHO, J. R. Surge Impedance Determination of Transmission Line Towers Using Finite Element Method. In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SISTEMAS DE ENERGIA (SBSE) 2016, Natal. 22 a 25 de maio 2016 **Anais Eletrônicos...** Disponível em < http://2016.sbse.org.br/h/ > Acesso em: 25 nov. 2018

MOTOYAMA, H.; KINOSHITA, Y.; NONAKA, K.; BABA, Y. Experimental and analytical studies on lightning surge response of 500-kV transmission tower. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, v. 24, n. 4, p. 2232–2239, 2009.

MOTOYAMA, H.; MATSUBARA, H. Analytical and experimental study on surge response of transmission tower. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, v. 15, n. 2, p. 812–819, 2000.

MOTOYAMA, H.; SHINJO, K.; MATSUMOTO, Y. Observation and Analysis of Multiphase Back Flashover on the Okushishiku Test Transmission Line caused by Winter Lightning. **IEEE PES 1998 Winter Meeting**, Piscataway, p. PE-204-PWRD, 1997.

NAGAOKA, N. A development of frequency-dependent tower model. **Transactions IEE Japan**, Tóquio, v. 111–B, n. 1, p. 51–56, 1991.

NODA, T. A numerical simulation of transient electromagnetic fields for obtaining the step response of a transmission tower using the FDTD method. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, v. 23, n. 2, 2008.

PAOALEXODOULOS, A. D.; MELIOPOULOS, A. P. Frequency dependent characteristics of grounding systems. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, v. 2, n. 4, p. 1073–1081, 1987.

PEREIRA, R. Torres de transmissão despontam no Amazonas. **O Estado de São Paulo**, São Paulo, p. 1, 21 abr. 2013. Disponível em: <https://economia.estadao.com.br/noticias/geral,torres-de-transmissao-despontam-no-amazonas-imp-,1023616> Acesso em: 15 nov. 2018.

PINTO, A. J. G.; COSTA, E. C. M.; KUROKAWA, S.; MONTEIRO, J. H. A.; DE FRANCO, J. L.; PISSOLATO, J. Analysis of the electrical characteristics and surge protection of EHV transmission lines supported by tall towers. **International Journal of Electrical Power and Energy Systems**, Londres, v. 57, p. 358–365, 2014
.
PINTO, A. J. G.; COSTA, E. C. M.; MONTEIRO, J. H. A.; KUROKAWA, S.; PISSOLATO, J. Lightning Performance of Transmission Lines with Tall Sections. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER SYSTEMS TRANSIENTS (IPST) 2015, Cavtat, Croacia. **Anais Eletrônicos...** Disponível em: <http://www.ipstconf.org/papers/Proc_IPST2015/15IPST020.pdf> Acesso em: 15 fev. 2018

PINTO, O. **A Arte da Guerra contra os Raios**. São Paulo, 2005, 80 p.

RAKOV, V. A.; UMAN, M. **Lightning: physics and effects**,Londres, 2007, 700p.

RAMOS, J. E. **A universalização da energia elétrica através da tecnologia cabos para-raios energizados (PRE)"**. 2010, 350f. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica), Universidade de São Paulo, São Paulo, 2010.

RODRIGUES, A. R.; CAIXETA, G.; CHAVES, M. L. R.; BOAVENTURA, W. C. Análise de Desempenho de Linhas de transmissão frente a descargas atmosféricas aplicada à coordenação de isolamento. In: CONFERENCE: SBSE 2014 - SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SISTEMAS ELÉTRICOS 2014, Foz do Iguaçu,22 a 25 de abril 2014, **Anais Eletrônicos...** Disponível em: < http://www.swge.inf.br/anais/sbse2012/> Acesso em: 22 set 2018.

SALARI, J. C.; PORTELA, C. A methodology for electromagnetic transients calculation - An application for the calculation of lightning propagation in transmission lines. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, v. 22, n. 1, p. 527–536, 2007.

SANABRIA, D. R.; ROBLES, C. R.; EXCLUSA, L. O. Lightning and Lightning Arrester Simulation in Electrical Power Distribution Systems. In: ELECTRICAL POWER DISTRIBUITION SYSTEMS 2005, San Juan, Universidad de Puerto Rico, 2005. **Anais Eletrônicos...** Disponível em: < http://ece.uprm.edu/~lorama/Proy_Rayos03.pdf > Acesso em: 1 nov 2018.

SARDI, J.; KADIR, M. Z. A. A. Investigation on the effects of line parameters to the lightning performance of 132 kV Kuala Krai-Gua Musang transmission line. In: IEEE 7TH INTERNATIONAL POWER ENGINEERING AND OPTIMIZATION CONFERENCE (PEOCO 2013) 2013, Langkawi, Malaysia. pp. 594–599. **Anais Eletrônicos**...
Disponível em< ieeexplore.ieee.org/xpl/mostRecentIssue.jsp?punumber=6554179 >, Acesso em : 10 out 2017.

SARGEND, A.; DARVENIZA, M. Tower Surge Impedance. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Ottawa, v. PAS-88, n. 5, p. 680–687, 1969.

SHARIATINASAB, R.; GHOLINEZHAD, J. The effect of grounding system modeling on lightning-related studies of transmission lines. **Journal of Applied Research and Technology**, Birjand, v. 15, n. 6, p. 545–554, 2017.

SHESHYEKANI, K.; HESAMEDIN SADEGHI, S. H.; MOINI, R.; RACHIDI, F.; PAOLONE, M. Analysis of transmission lines with arrester termination, considering the frequency-dependence of grounding systems. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, Piscataway, v. 51, n. 4, p. 986–994, 2009.

SHINJO, K.; MATSUMOTO, Y.; SAKUMA, O. Characteristics of Transient Response of Okushishiku Test Transmission Line Struck by Natural and Triggered Lightning. **Transactions IEE of Japan. IEE of Japan**, Tóquio, v. 117–B, p. 478–487, 1997.

SHUWEN, W.; WENXIN, S. Back flashover protection performance analysis of 220 kV double circuit transmission line. In: PROC. POWER AND ENERGY ENGINEERING CONFERENCE (APPEEC) 2011, 25-28 Março 2011,Wuhan, China. **Anais Eletrônicos…** Disponível em < https://ieeexplore.ieee.org/xpl/mostRecentIssue.jsp?punumber=6304951., Acesso em : 10 out. 2018.

SLISKIS, O.; DVORNIKOVS, I.; KETNERS, K.; SOBOLEVSKY, D. Specification of transmission tower structure for following surge protection simulation. 16TH INTERNATIONAL SCIENTIFIC CONFERENCE ON ELECTRIC POWER ENGINEERING, EPE 2015 2015,.. Kouty nad Desnou, República Tcheca, *EPE 2015*, 2015, pp. 137–140. **Anais Eletrônicos…** Disponível em < https://ieeexplore.ieee.org/xpl/mostRecentIssue.jsp?punumber=7153113>. Acesso em: 30 ago 2018.

SUMITANI, H.; TAKESHIMA, T.; BABA, Y.; NAGAOKA, N.; AMETANI, A.; TAKAMI, J.; OKABE, S.; RAKOV, V. A. 3-d fdtd computation of lightning-induced voltages on an overhead two-wire distribution line. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, Piscataway, v. 54, n. 5, p. 1161–1168, 2012.

TAKAHASHI, H. Confirmation of the error of Jordan's formula on tower surge impedance. **The Transactions of Institute Electrical Engineers of Japan**, Kyoto, v. 114–B, n. 112–113, 1994.

TAKAMI, J.; TSUBOI, T.; YAMAMOTO, K.; OKABE, S.; BABA, Y.; AMETANI, A. Lightning surge response of a double-circuit transmission tower with incoming lines to a substation through FDTD simulation. **IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation**, Kyoto, v. 21, n. 1, p. 96–104, 2014.

TATEMATSU, A.; NODA, T. Three-dimensional FDTD calculation of lightning-induced voltages on a multiphase distribution line with the lightning arresters and an overhead shielding wire. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, Piscataway, v. 56, n. 1, p. 159–167, 2014.

TELLO, M. **Aterramento elétrico impulsivo, em baixa e alta frequências com apresentação de casos**. Porto Alegre, 2007, 333p.

TSUMURA, M.; BABA, Y.; NAGAOKA, N.; AMETANI, A. FDTD simulation of a horizontal grounding electrode and modeling of its equivalent circuit. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, Piscataway, v. 48, n. 4, p. 817–824, 2006.

UMAN, M. **All about lightning**. 1 Edição Nova York: Courier Corporation, 1986.

VAHIDI, B.; TAVAKOLI, M. R. B.; HOSSEINIAN, S. H. Determining arresters best positions in power system for lightning shielding failure protection using Simulation optimization approach. **European Transactions on Electrical Power**, Teerã v. 20, n. 3, p. 255–276, 2010.

VELAZAQUEZ, R.; MUKHEDKAR, D. Analytical Modeling of Grounding Electrodes Transient Behavior. **IEEE Power Engineering Review**, Piscataway, v. PER-4, n. 6, p. 43–44, 1984.

VERMA, R.; MUKHEDKAR, D. Impulse Impedance of Buried Ground Wire. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Piscataway, v. PAS-99, n. 5, p. 2003–2007, 1980.

VISACRO, S. **Aterramentos Elétricos**, São Paulo, 2005,160p.

VISACRO, S. **Descargas Atmosféricas - Uma Abordagem de Engenharia**, São Paulo, 2005,268p.

VISACRO, S.; SILVEIRA, F. H. Lightning Performance of Transmission Lines: Requirements of Tower-Footing Electrodes Consisting of Long Counterpoise Wires. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, v. 31, n. 4, p. 1524–1532, 2016.

VISACRO, S.; SOARES, A. HEM: A model for simulation of lightning-related engineering problems. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, v. 20, n. 2 I, p. 1206–1208, 2005
.
WAGNER, C. F.; HILEMAN, A. R. A New Approach to Calculation of Lightning Performance of Transmission Lines (part II, III). **Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems**, Washington, v. 78, n. 4, p. 996–1020, 1959.

WANG, J.; ZHANG, X. Double-exponential expression of lightning current waveforms. In: FOURTH ASIA-PACIFIC CONFERENCE ON ENVIRONMENTAL ELECTROMAGNETICS, CEEM'2006 2006, **Anais**... Dalian, China, 2006, pp. 320–323.**Anais Eletrônicos…** Disponível em < https://ieeexplore.ieee.org/xpl/mostRecentIssue.jsp?punumber=4027217>, Acesso em : 1 nov. 2018.

WIKIPEDIA. **Electricity sector in Germany**. 2018. Disponível em: <https://en.wikipedia.org/wiki/Electricity_sector_in_Germany>.

WU, S.; SUN, W. Back flashover protection performance analysis of 220kV double circuit transmission line. In: ASIA-PACIFIC POWER AND ENERGY ENGINEERING CONFERENCE, APPEEC 2011, Wuhan, China, 2011. **Anais Eletrônicos...** Disponível em <https://ieeexplore.ieee.org/document/4027294>, Acesso em : 10 nov. 2018.

YADEE, P.; PREMRUDEEPREECHACHARN, S. Analysis of Tower Footing Resistance Effected Back Flashover Across Insulator in a Transmission System. INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER SYSTEMS TRANSIENTS, Lyon, 2007. **Anais Eletrônicos...** Disponível em <http://www.ipst.org/techpapers/2007/ipst_2007/papers_IPST2007>, Acesso em: 10 out. 2017

YAMADA, T.; MOCHIZUKI, A.; SAWADA, J.; ZAIMA, E.; KAWAMURA, T.; AMETANI, A.; ISHII, M.; KATO, S. Experimental evaluation of a uhv tower model for lightning surge analysis. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, v. 10, n. 1, p. 393–402, 1995.

YUSUF, S. U.; ISLAM, Z.; AHMAD, M. Analysis of lightning surge characteristics for transmission towers. In: 9TH INTERNATIONAL FORUM ON STRATEGIC TECHNOLOGY (IFOST) 2014, Khulna, Bangladesh, 2014, pp. 280–283. **Anais Eletrônicos...** Disponível em <https://ieeexplore.ieee.org/xpl/mostRecentIssue.jsp?punumber=6975313>, Acesso em 30 out, 2018

YUTTHAGOWITH, P.; KUNAKORN, A.; POTIVEJKUL, S.; CHAISIRI, P. Transient equivalent circuit of a horizontal grounding electrode. In: ICHVE 2012 INTERNATIONAL CONFERENCE ON HIGH VOLTAGE ENGINEERING AND APPLICATION 2012, Shanghai, China,2012, pp. 157–161. **Anais Eletrônicos...** Disponível em < https://ieeexplore.ieee.org/document/6357071/>, Acesso em: 5 nov. 2018

ZAKARIA, Z.; BASHI, S. M.; MAILAH, N. F. Simulation of lightning surges on tower transmission using PSCAD/EMTDC: A comparative study. In: STUDENT CONFERENCE ON RESEARCH AND DEVELOPMENT, 2002. SCORED 2002. 2002, Shah Alam, Malaysia. Shah Alam, Malásia, *SCOReD 2002.,* 2002. **Anais Eletrônicos...** Disponível em < https://ieeexplore.ieee.org/document/6357071>, Acesso 25 set. 2018.

WAHAB, W.A.; MATSUBARA, I.; KINOSHITA, H. An experimental evaluation of some factors affecting tower surge impedance. **Transactions IEE of Japan**, Tóquio, v. 107, p. 171–177, 1987.

APÊNDICE 1-TRABALHOS E ARTIGOS DESENVOLVIDOS

Neste apêndice, são mostrados os trabalhos desenvolvidos pelo aluno durante seu doutoramento. A pesquisa resultou em artigos publicados em revistas científicas e trabalhos em congressos científicos.

Artigos publicados/submetidos para revistas científicas

- O artigo "*A tutorial about tower transmission models for the analyses and prediction of backflashovers*" foi publicado no IEEE Latin America Transactions, v. 15, n.8, Agosto 2017, (DOI -10.1109/TLA.2017.7994789).
- O artigo "*Calculation of Grounding Electrode Impedance using Full-Wave Electromagnetic Analysis and Method of Moments*" foi submitido à IEEE Latin America Transactions em março 2018.
- O artigo "*Tower-footing grounding system optimization for guyed V transmission towers*", foi submetido à Elsevier-Electric Power Systems Research, submetido em agosto 2018.

Os trabalhos publicados congressos científicos são:

- O trabalho "*Modelagem de Sistemas de Aterramento Utilizando a Teoria de Parâmetros Distribuídos*" na Conferência Brasileira sobre a Qualidade de Energia Elétrica- CBQEE (2015), Campina Grande

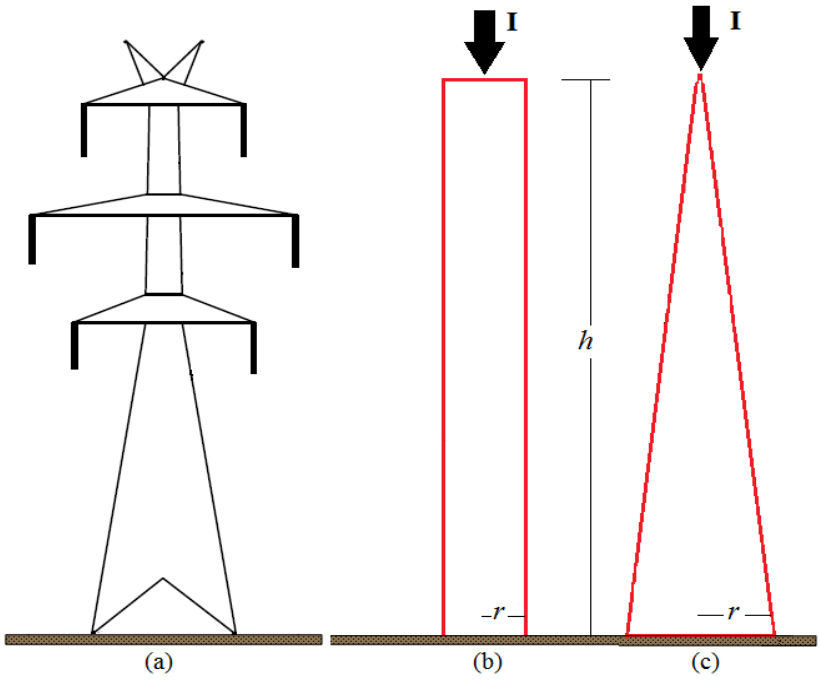
- O trabalho "*Um tutorial sobre modelos de torres de linhas de transmissão utilizados nas análises de backflashovers*" no Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos-SBSE, 2016, Natal;
- O trabalho "*Performance of Transmission Line Tower Models used for Electromagnetic Transient Studies: Comparisons with Experimental Results*" no International Conference on Power System Transients-IPST, 2017, Seoul, apresentado em Junho de 2017;

- O trabalho "*Overvoltage Analysis of Transmission Towers Considering the Influence of Tower-Footing Impedance*" no 2017 International Symposium on Lightning Protection (XIV SIPDA), Natal. Outubro 2017.
- O trabalho "*Analysis of the Influence of Soil Resistivity and Tower-Footing Characteristics on Overvoltages Caused by Lightning in Power Transmission Towers*" no Latin American Congress on Electricity, Generation and Transmission. CLAGTEE, 2017, Mar del Plata-Novembro 2017;
- O trabalho "*Análise Das Sobretensões em Torres De Transmissão Usando Método Dos Momentos*" no Congresso Brasileiro de Automática (CBA), setembro 2018, João Pessoa.
- O trabalho *"Overvoltages in Transmission Tower Calculated using full-wave approach in Method of Moments"* no 13th IEEE/IAS International Conference on Industry Applications-INDUSCON 2018 (São Paulo).
- O trabalho "*Comparative Analysis of Lightning Voltage Surge in Tall and Conventional Transmission Towers*" foi submetido ao IPST 2019, que será realizado em junho de 2019 em Perpignan, França.

APÊNDICE 2- IMPEDÂNCIA DE SURTO REPRESENTANDO A TORRE POR SÓLIDOS GEOMÉTRICOS

Neste apêndice serão demonstradas as equações (1), (3) e (6) para o cálculo da impedância de surto da torre de transmissão aproximadas por geometrias simples como o cilindro e cone com uma injeção de corrente vertical. (SARGEND, 1969). Na Figura 72 é mostrada a silhueta típica de uma torre de linha de transmissão de alta tensão com as representações aproximadas por geometrias simples (SARGEND, 1969).

Figura 1-(a) Silhueta de uma torre de alta tensão; Aproximações (b) cilíndrica, (c) cônica com injeção vertical de corrente.



Fonte: Autoria própria.

A seguir são apresentados os cálculos das impedâncias de surto para essas geometrias aproximadas.

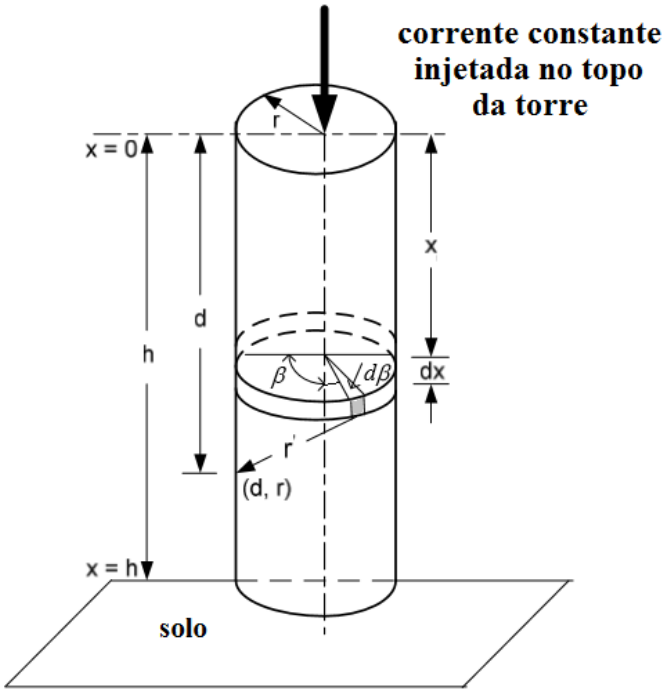
A. *Análise da impedância de surto para uma aproximação cilíndrica e com injeção vertical de corrente.*

Se $\boldsymbol{E_i}$ é o campo elétrico produzido por uma corrente elétrica **I**, que será considerada constante, em qualquer ponto instante ***t*** e **s** é a distância ao longo da curva através desse ponto, a equação do potencial elétrico induzido nesse ponto será dado por (SARGEND; DARVENIZA, 1969):

$$\int_S E_i \cdot ds = -\int_S \frac{\partial A}{\partial t} \cdot ds \qquad \text{(A.1)}$$

Na equação (A.1), a variável ***A*** representa o vetor potencial magnético no ponto genérico. Considerando uma torre cilíndrica isolada de altura ***h*** e raio ***r***, normal ao plano condutor ideal do solo, conforme a figura 72.

Figura 2-Torre cilíndrica usada na análise teórica da impedância de surto.



Fonte: Adaptado de Sargend (1969).

Na figura 72, ***d*** é a distância vertical do topo do cilindro ao ponto (*d*, *r*) , ***x*** é a distância vertical do elemento superficial de área, *dx* é o diferencial de espessura. O termo ***r´*** é a distância entre o elemento de área e o ponto (*d*,*r*), ***β*** é o ângulo entre o elemento de área e a referência entre o eixo horizontal e *dβ* é diferencial desse ângulo. Considerando uma injeção de corrente constante retangular no topo do cilindro (*x* = 0), no instante *t* = 0, a densidade de corrente superficial será dada por (SARGEND, 1969):

$$J_s = \frac{I}{2\pi r} \tag{A.2}$$

Dado um elemento *dx* da torre como mostrado na Figura 72,o vetor potencial magnético no ponto (*d*,*r*) é dado por (SARGEND, 1969):

$$A = \frac{\mu_0}{4\pi} \oiint \frac{J_S(x, \beta, t - r'/c)}{r'} \mathrm{d}S \tag{A.3}$$

Na equação (A.3), o termo *dS* é o elemento de área superficial (*dx.r.dβ*) e *c* é a velocidade da luz. A distância *r´* é dada por:

$$r' = \sqrt{(x\text{-}d)^2 + r^2} \tag{A.4}$$

Substituindo (A.2) e (A.4) em (A.3) resulta (SARGEND, 1969):

$$A = \frac{\mu_0}{4\pi} \int_0^{2\pi} \int_0^{y} \frac{\mathrm{I}}{2\pi r} \cdot \frac{r\,dx\,d\beta}{\sqrt{(x\text{-}d)^2 + r^2}} \hat{a}_d \tag{A.5}$$

Onde $\hat{\mathbf{a}}_\mathbf{d}$ é vetor unitário na direção *d*. Na equação (A.5), o limite de integração *y* leva em conta o efeito de atraso, sendo calculado como (SARGEND, 1969):

$$y = \frac{1}{2}(d + ct) + \frac{r^2}{2(d - ct)} \tag{A.6}$$

Resolvendo a integral dupla da equação (A.6), tem-se (SARGEND, 1969):

$$A = \frac{\mu_0}{4\pi} \cdot \mathrm{I} \cdot \left[ln(ct - d) - ln(-d + \sqrt{d^2 + r^2}) \right] \hat{a}_d \tag{A.7}$$

Calculando a derivada parcial do vetor potencial magnético $\frac{\partial A}{\partial t}$ tem-se (SARGEND, 1969):

$$\frac{\partial A}{\partial t} = \frac{\mu_0}{4\pi} \mathrm{I} \frac{c}{ct - d} \hat{a}_d \tag{A.8}$$

Assim a equação (A.1) é escrita na forma:

$$\int_{d=0}^{d=p} E_i \cdot ds = -\frac{\mu_0 \mathrm{I} c}{4\pi} ln \frac{ct}{ct - p} \tag{A.9}$$

Onde p é a distância vertical em relação ao topo do cilindro e um ponto qualquer na superfície do cilindro. O valor das constantes $\mu_0 = 4\pi.10^{-7}$ H/m, $c = 3.10^8$ m/s, a constante $\frac{\mu_0 c}{4\pi}$ resulta:

$$\frac{\mu_0 c}{4\pi} = \frac{4\pi.10^{-7} 3.10^8}{4\pi} = 30 \frac{\mathrm{Hm}}{\mathrm{s}^2} \tag{A.10}$$

Considerando que $ct \gg r$, a equação (A.9) pode ser aproximada por DARVENIZA, 1969):

$$\int_{d=0}^{d=p} E_i \cdot ds = -\mathrm{I}\cdot\left[60\cdot ln\left(\sqrt{2}\,\frac{ct}{r}\right)\right] \tag{A.11}$$

Verifica-se que a expressão entre colchetes tem unidades de impedância e o termo à esquerda da equação (A.9) representa o potencial elétrico da torre. Assim, define-se a impedância de surto para a torre aproximada por um cilindro como (SARGEND, 1969):

$$\mathrm{Z_T} = 60\cdot ln\left(\sqrt{2}\,\frac{ct}{r}\right) \tag{A.12}$$

A seguir será apresentado a formulação para aproximação cilíndrica com injeção de corrente na forma de rampa.

B. Análise da impedância de surto para uma aproximação cilíndrica e com injeção de corrente na forma de rampa, I=Kt

Considerando uma torre de transmissão aproximada pela geometria cilíndrica conforme mostrado na Figura 72 e com uma injeção de corrente na forma de rampa *I=Kt*, aplicada no instante *x=0* e tempo *t=0*, a densidade de corrente na superfície cilíndrica, considerando o atraso é dado por (SARGEND, 1969):

$$J_s\left(x,t-\frac{r'}{c}\right) = \frac{K}{2\pi r}\left(t-\frac{x}{c}-\frac{r'}{c}\right) \tag{A.13}$$

O vetor potencial magnético no ponto (*d*,*r*) é dado por (SARGEND, 1969):

$$A = \frac{\mu_0}{4\pi}\int_0^{2\pi}\int_0^{y}\frac{\mathrm{K}}{2\pi r}\left(t-\frac{x}{c}-\frac{r'}{c}\right)\cdot\frac{r\,dx\,d\beta}{r'}\hat{a}_d \tag{A.14}$$

Na equação (A.14), a incógnita y considera o efeito do atraso como descrito previamente. Desenvolvendo a equação (A.14), resulta (SARGEND, 1969):

$$A = \frac{\mu_0}{4\pi}\cdot \mathrm{K}\cdot\left[(ct-d)\,ln(ct-d) - ct - (ct-d)\,ln(-d+\sqrt{d^2+r^2}) - \sqrt{d^2+r^2}\right]\hat{a}_d \qquad \text{(A.15)}$$

Calculando a derivada parcial:

$$\frac{\partial A}{\partial t} = \frac{\mu_0}{4\pi}\cdot \mathrm{K}\cdot\left[\, ln(ct-d) - ct - (ct-d)\,ln(-d+\sqrt{d^2+r^2})\right]\hat{a}_d \qquad \text{(A.16)}$$

Integrando o campo elétrico devido as correntes sobre a altura do cilindro.

$$\int_{d=0}^{d=p} E_i \cdot ds = -\frac{\mu_0}{4\pi}\cdot \mathrm{K}\begin{bmatrix} -(ct-p)\,ln(ct-p) - p - \sqrt{d^2+r^2} - p\,ln(-p+\sqrt{p^2+r^2}) \\ +ct\,ln(ct) + r \end{bmatrix}\hat{a}_d \qquad \text{(A.17)}$$

Considerando que $ct \gg r$, a equação (A.17) pode ser aproximada por (SARGEND, 1969):

$$\int_{d=0}^{d=p} E_i \cdot ds = -Kt\left\{60\left[\, ln\left(\sqrt{2}\,\frac{ct}{r}\right) - 1 + \frac{\mathrm{r}}{2\mathrm{ct}} + \left(\frac{\mathrm{r}}{2\mathrm{ct}}\right)^2\right]\right\}\cdot \qquad \text{(A.18)}$$

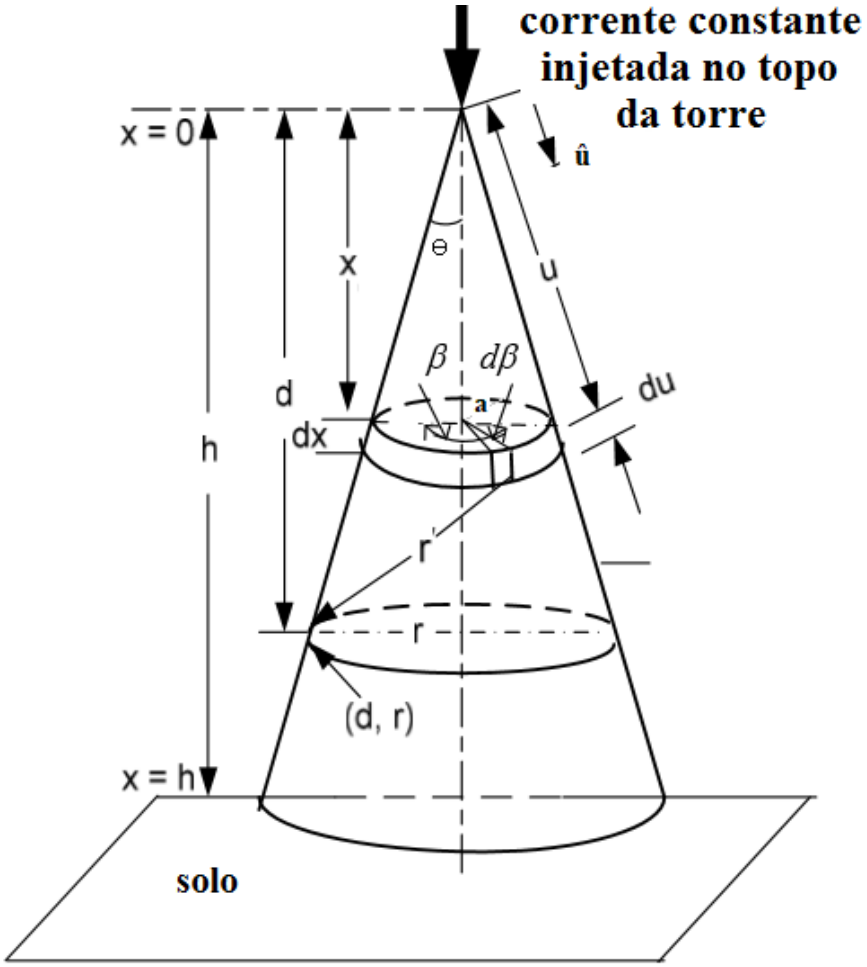
O termo entre colchetes na equação (A.18) é a impedância de surto. Assim a impedância de surto para uma torre representada por um cilindro e com injeção de corrente na forma de rampa é definida por (SARGEND, 1969):

$$\mathrm{Z_T} = 60\left[\, ln\left(\sqrt{2}\,\frac{ct}{r}\right) - 1 + \frac{r}{2ct} + \left(\frac{r}{2ct}\right)^2\right] \qquad \text{(A.19)}$$

C. Análise da impedância de surto para uma aproximação cônica com injeção de corrente vertical

Considerando uma torre de transmissão representada por um cone de altura *h* conforme mostrada na Figura 73. Na Figura 73 é mostrado uma torre cônica com uma injeção de corrente vertical que será utilizada para as análises da impedância de surto.

Figura 3-Torre cônica usada na análise teórica da impedância de surto.



Fonte: Adaptado de Sargend (1969).

Na figura 73, ***h*** é altura do cone, ***d*** é a distância vertical do topo até um ponto genérico onde será medido o campo elétrico**,** ***x*** é a distância do disco diferencial que delimita o diferencial de área de espessura *dx*. O ângulo é o meio ângulo de abertura do cone, *β* é o ângulo do entre a linha de referência e o elemento superficial de área, *dβ* é o diferencial desse ângulo. O raio do cone é definido por ***r***, ***a*** é o raio do disco diferencial e *r'* é a distância entre o elemento de área o ponto genérico (*d*,*r*). Os elementos *u* e *du* são respectivamente a distância entre o topo da torre cônica e

o disco diferencial e a espessura do disco ao longo da sua longitude e um vetor unitário $\hat{\boldsymbol{u}}$ é mostrado na Figura 74. Para determinar o vetor potencial magnético no ponto (*d*,*r*) defini-se algumas constantes apresentadas como (SARGEND, 1969):

$$\begin{aligned} m &= \tan\theta \\ S &= \sin\theta \\ K &= \cos\theta \end{aligned} \tag{A.20}$$

Considerando a contribuição de um elemento de área, dado por $du.d\beta$ na figura xx, o diferencial do vetor potencial magnético no ponto (*d*,*r*) será dado por (SARGEND, 1969):

$$\left|\delta A\right| = \frac{\mu_0}{4\pi}\frac{\left|J\left[x, t-(r/c)\right]\right|}{r'} a\,du\,d\beta \tag{A.21}$$

Na equação (A.21), *J* é a densidade de corrente superficial, *t* é o tempo e *c* é a velocidade da luz ,dada por:

$$J\left[x, t-(r/c)\right] = \frac{I}{2\pi a} \tag{A.22}$$

Assim a equação (A.22) é escrita como (SARGEND, 1969):

$$\left|\delta A\right| = \frac{\mu_0}{4\pi}\frac{I}{2\pi}\frac{du\,d\beta}{r'} \tag{A.23}$$

Na equação (A.23), a distância r' é dada por:

$$\left(r'\right)^2 = (1/K^2)(x^2 + d^2 - 2b.d.x) \tag{A.24}$$

Onde a incógnita *b* é dada por:

$$b = K^2(1 + m\cos\beta) \tag{A.25}$$

Assim o vetor potencial magnético no ponto (*d*,*r*), na direção do vetor unitário $\hat{\boldsymbol{u}}$ é dado por (SARGEND, 1969):

$$A_u = \frac{\mu_0}{4\pi}\frac{\mathrm{I}}{2\pi}\int_0^{2\pi}\int_0^{y}\frac{K\,b\,du\,d\beta}{\sqrt{x^2+d^2-2\cdot b\cdot d\cdot x}}\hat{u} \tag{A.26}$$

O limite de integração *y* leva em conta o efeito de atraso, sendo calculado como (SARGEND, 1969):

$$\frac{y}{Kc}+\frac{\sqrt{y^2+d^2-2\cdot b\cdot d\cdot y}}{Kc}=t \tag{A.27}$$

Assim resulta a equação (A.26):

$$A_u = \frac{\mu_0}{4\pi}\frac{\mathrm{I}}{2\pi}\int_0^{2\pi} b\left[ln(Kct-bd)-ln(1-b)d\right]d\beta \tag{A.28}$$

Calculando a derivada parcial de A_u, obtém-se (SARGEND, 1969):

$$\frac{\partial A_u}{\partial \mathrm{t}} = \frac{\mu_0}{4\pi}\frac{\mathrm{I}}{2\pi}\int_0^{2\pi}\frac{Kcb}{Kct-bd}d\beta \tag{A.29}$$

Integrando o campo elétrico E_{iu} ao longo da distância *u*, resulta (SARGEND, 1969):

$$\int_{u=0}^{u=ct}\mathrm{E}_{iu}\cdot du = -\frac{\mu_0}{4\pi}\frac{\mathrm{I}}{2\pi}\int_0^{2\pi}\int_0^{ct}\frac{Kcb}{Kct-bd}d\beta \tag{A.31}$$

Resolvendo a primeira integral:

$$\int_{u=0}^{u=ct}\mathrm{E}_{iu}\cdot du = -\frac{30}{2\pi}\mathrm{I}\int_0^{2\pi}\ln\left(\frac{1}{2\mathrm{S}^2\sin^2(\beta/2)}\right)d\beta \tag{A.32}$$

Resolvendo a segunda integral:

$$\int_{u=0}^{u=ct} \mathrm{E}_{iu} \cdot du = -\mathrm{I}\left[60 \ln\left(\frac{\sqrt{2}}{\mathrm{S}} \right) \right] \qquad \text{(A.33)}$$

O termo entre colchetes na equação (A.33) é a impedância de surto para uma torre representada por um cone e com injeção de corrente vertical constante, sendo definida por (SARGEND, 1969):

$$\mathrm{z_T} = 60 \ln\left(\frac{\sqrt{2}}{\mathrm{S}} \right) \qquad \text{(A.30)}$$

Um fato interessante a ser observado é que essas geometrias simples não levam em consideração os braços e as treliças das torres além da resistividade do solo e impedância de aterramento que influenciam significativamente para a estimação da impedância de surte e o cálculos das sobretensões provocadas pelas descargas atmosféricas. Assim diversos modelos para representação de torres em sistemas de potência têm sido propostos por diversos autores, apresentando resultados mais próximos dos obtidos pelas medições experimentais.

APÊNDICE 3-CIRCUITOS ELÉTRICOS PARA VECTOR FITTING

Neste apêndice serão apresentados os circuitos elétricos RL e RL(C//R) em série que sintetizam funções de transferência com polos reais ou par de polos complexos usando a técnica do *Vector Fitting* (ANTONINI, 2003; GUSTAVSEN, 1999).

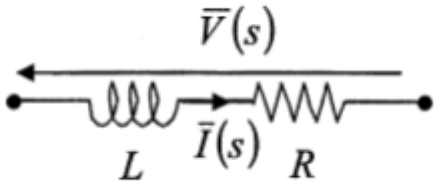
A. Circuito equivalente para polos reais.

Inicialmente será considerado o caso com polos reais. A função de transferência genérica *F*(s) que apresenta polos reais é dada pela equação (A.31).

$$F(s) = \frac{res_1}{s + p_1} \tag{A.31}$$

Onde res_1 é chamado de resíduo e p_1 é o polo, raiz do denominador de *F*(s). Na Figura 75 mostra um circuito *RL* série no qual sintetiza uma função *F*(*s*) no domínio da frequência com um polo real.

Figura 4- Circuito RL para síntese com polo real.



Fonte: Adaptado de Antonini (2003).

Na Figura 75, *V*(*s*) e *I*(*s*) são a tensão e a corrente nos terminais do circuito *RL* série, onde a resistência R e a indutância L são independentes da frequência. A admitância do circuito serie é dado pela equação (A.32).

$$\mathrm{Y_{RL}}(s) = \frac{\bar{\mathrm{I}}(s)}{\bar{\mathrm{V}}(s)} = \frac{1}{\mathrm{L}} \frac{1}{\left(s + \frac{R}{L}\right)} \tag{A.32}$$

Comparando a equação (A.32) com (A.31), o polo e o resíduo são dados por:

$$p_1 = -\frac{R}{L} \tag{A.33}$$

$$res_1 = \frac{1}{L} \tag{A.34}$$

Uma vez que o polo e o resíduo são obtidos pela técnica do *Vector Fitting*, os parâmetros do circuito LR são calculados diretamente manipulando as equações (A.33) e (A.34):

$$L = \frac{1}{res_1} \tag{A.35}$$

$$R = -\frac{p_1}{res_1} \tag{A.36}$$

A tabela A.I mostra os parâmetros *RL* do circuito série em função do polo e resíduo obtido pelo *Vector Fitting*.

Tabela A.I: Parâmetros do circuito RL série usando *Vector Fitting.*

PARÂMETRO	VALOR
L	$\frac{1}{res_1}$
R	$-\frac{p_1}{res_1}$

B. Circuito equivalente para polos complexos

Uma função de racional genérica *F*(s) apresentando um par de polos complexos pode ser escrita pela equação (A.37).

$$
\begin{aligned}
F(s) &= \frac{res_1}{s - p_1} + \frac{res_2}{s - p_2} \\
&= \frac{(res_1 + res_2)s - (res_1 p_2 + res_2 p_1)}{s^2 - (p_1 + p_2)s + p_1 p_2} \\
&= \frac{as}{s^2 + sc + d} + \frac{b}{s^2 + sc + d}
\end{aligned}
\tag{A.37}
$$

Onde os termos *a*, *b*, *c e d* são dados por:

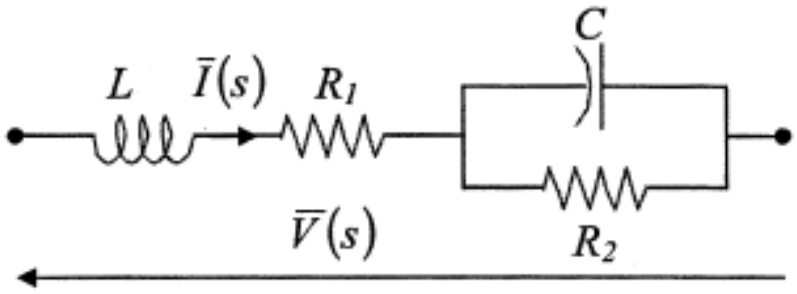
$$
\begin{aligned}
a &= res_1 + res_2 \\
b &= -(res_1 p_2 + res_2 p_1) \\
c &= -(p_2 + p_1) \\
d &= p_2 p_1
\end{aligned}
\tag{A.38}
$$

A formulação para um par de polos complexos permite a representação de dois circuitos elétricos distintos descritos a seguir (ANTONINI, 2003).

A. Circuitos para polos complexos

Uma alternativa para sintetizar uma função racional *F*(*s*) com par de polos complexos é apresentada pelo circuito RL(R//C) mostrada na Figura 76.

Figura 5- Segundo circuito RL(C//R) série para síntese com polos complexos.



Fonte: Adaptado de Antonini (2003).

A admitância Y(s) para o circuito da Figura 76 é dada pela equação (A.39):

$$\mathrm{Y}(s)=\frac{\bar{\mathrm{I}}(s)}{\bar{\mathrm{V}}(s)}=\frac{1}{L}\frac{\left(s+\frac{1}{R_2C}\right)}{\left[s^2+\left(\frac{R_1}{L}+\frac{1}{R_2C}\right)s+\frac{1}{LC}\left(\frac{R_1}{R_2}+1\right)\right]} \qquad (A.39)$$
$$=\frac{(res_1+res_2)s-(res_1p_2+res_2p_1)}{s^2-(p_1+p_2)s+p_1p_2}$$

Comparando cada termo do numerador, resulta na equação (A.40):

$$res_2+res_1=\frac{1}{L}$$
$$res_2p_1+res_1\mathrm{p}_2=-\frac{1}{R_2LC} \qquad (A.40)$$

E para os termos do denominador, têm-se:

$$p_1+p_2=-\frac{\mathrm{R}_1}{\mathrm{L}}-\frac{1}{\mathrm{R}_2\mathrm{C}}$$
$$p_1p_2=\frac{R_1}{R_2}\frac{1}{LC}+\frac{1}{LC} \qquad (A.41)$$

Os parâmetros do circuito elétrico do circuito RL(C//R) são apresentados na tabela A.II.

Tabela A.II: Parâmetros do circuito RL(C//R) série equivalente usando *Vector Fitting.*

PARÂMETRO	VALOR
R_1	$\frac{1}{res_2+res_1}\left[-(p_1+p_2)+\frac{1}{(res_2+res_1)}(res_2 p_1+res_1 p_2)\right]$
R_2	$-\frac{1}{C}\left(\frac{res_2+res_1}{res_2 p_1+res_1 p_2}\right)$
L	$\frac{1}{(res_2+res_1)}$
C	$\frac{(res_2+res_1)}{p_1 p_2+\left[-(p_1+p_2)+\frac{1}{(res_2+res_1)}(res_2 p_1+res_1 p_2)\right]} \text{ x } \frac{1}{\frac{(res_2 p_1+res_1 p_2)}{(res_2+res_1)}}$

APÊNDICE 4-MÉTODO DOS MOMENTOS

O Método dos Momentos (MoM) é aplicado em diversos problemas físicos do eletromagnetismo que envolvem equações integrais (Equações de Green) e diferenciais (Equações de Maxwell com condições de contorno) que são não são resolvidas facilmente em alguns casos. Esse método é aplicado em problemas de eletrostática, espalhamento eletromagnético, que consiste no campo gerado a partir de uma onda eletromagnética em um objeto que a intercepta e radiação de campos eletromagnéticos em antenas. A formulação do MoM foi proposta por Harrigton (HARRIGTON, 1992), na qual uma equação linear é convertida em um sistema matricial algébrico, cujos coeficientes são determinados e correspondem a uma solução aproximada para o problema. Considerando uma equação diferencial não-homogênea genérica escrita na seguinte forma (HARRIGTON, 1992):

$$\mathrm{L}\{f(x)\} = g(x) \tag{A.42}$$

Onde *L* é um operador linear que atua diretamente na função *f*(*x*). O operador L pode ser qualquer operador linear, como por exemplo o operador diferencial ou integral. A função *f*(*x*) é desconhecida e deve ser determinada. A função *g*(*x*) é conhecida e denominada como fonte de excitação. Considerando que a função *f*(*x*) é expandida na soma de N funções de base (basis functions) $f_{n,}$, obtém-se (HARRIGTON, 1992):

$$f(x) = \sum_{\mathrm{n}=1}^{\mathrm{N}} a_n \, f_n(x) \tag{A.43}$$

Onde os a_{n}´s são coeficientes desconhecidos. Devido a propriedade de linearidade do operador L, pode-se substituir a equação (A.43) em (A.42), resultando :

$$\sum_{\mathrm{n}=1}^{\mathrm{N}} a_n \mathrm{L}\{f_n(x)\} \approx g(x) \tag{A.44}$$

Na equação (A.44), cada coeficiente a_n é uma incógnita que representa a amplitude de um dado termo da série. Assim, o problema consiste em determinar N escalares desconhecidos ao invés

de se calcular diretamente *f*(*x*). A precisão da resposta depende diretamente do número de termos (ou escalares) do somatório e do esforço computacional para solução do problema. A diferença entre o valor exato e o aproximado obtido pela soma finita é denominado de resíduo. O resíduo R (*x*) é definido como (HARRIGTON, 1992):

$$R(x) = g(x) - \sum_{\mathrm{n}=1}^{\mathrm{N}} a_n \mathrm{L}\{f_n(x)\} \tag{A.45}$$

As funções $f_n(x)$ formam um conjunto de funções conhecidas, tais como funções algébricas simples ou trigonométricas. Com essa escolha, facilita-se o cálculo de cada $\mathrm{L}\{f_n(x)\}$ e obtém-se apenas os coeficientes constantes a_n´s. Para o cálculo desses coeficientes, é utilizando o produto interno de funções, definido por:

$$\langle \mathrm{h}_1, \mathrm{h}_2 \rangle = \int_a^b \mathrm{h}_1(x)\mathrm{h}_2(x)\mathrm{d}x \tag{A.46}$$

Onde *a* e *b* são os extremos do intervalo que podem ser infinito. Definindo um conjunto de funções teste, também denominada de função peso, $w_1(x)$, $w_2(x)$,...,$w_\mathrm{n}(x)$ e tomando o produto interno, cada $w_m(x)$ fornece (m = 1,2,...,N).

$$\left\langle w_m(x), \sum_{\mathrm{n}=1}^{\mathrm{N}} a_n \mathrm{L}\{f_n(x)\} \right\rangle = a_1 \langle w_m(x), \mathrm{L}\{f_1(x)\} \rangle + \ldots + a_n \langle w_m(x), \mathrm{L}\{f_n(x)\} \rangle \tag{A.47}$$

Por outro lado, substituindo a equação (A.43) em (A.46) resulta (GIBSON, 2014):

$$\left\langle w_m(x), \sum_{\mathrm{n}=1}^{\mathrm{N}} a_n \mathrm{L}\{f_n(x)\} \right\rangle \approx \langle w_m(x), g(x) \rangle \tag{A.48}$$

A equação (A.48) pode ser escrita na forma matricial a seguir (GIBSON, 2014):

$$\begin{bmatrix} \mathrm{Z}_{11} & \mathrm{Z}_{12} & \cdots & \mathrm{Z}_{1\mathrm{n}} \\ \mathrm{Z}_{21} & \mathrm{Z}_{22} & \cdots & \mathrm{Z}_{2\mathrm{n}} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ \mathrm{Z}_{\mathrm{n}1} & \mathrm{Z}_{\mathrm{n}2} & \cdots & \mathrm{Z}_{\mathrm{nn}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_1 \\ a_1 \\ \vdots \\ a_{\mathrm{n}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \langle w_1(x), g(x) \rangle \\ \langle w_2(x), g(x) \rangle \\ \vdots \\ \langle w_{\mathrm{n}}(x), g(x) \rangle \end{bmatrix} \tag{A.49}$$

Onde o termo Z_{mn} é dado por:

$$\mathrm{Z}_{\mathrm{mn}} = \langle w_m(x), \mathrm{L}\{ f_n(x) \} \rangle \tag{A.50}$$

Assim para o cálculo dos coeficientes, a_1,..., a_{n},, utiliza-se a equação (A.54):

$$\begin{bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ \vdots \\ a_{\mathrm{n}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathrm{Z}_{11} & \mathrm{Z}_{12} & \cdots & \mathrm{Z}_{1\mathrm{n}} \\ \mathrm{Z}_{21} & \mathrm{Z}_{22} & \cdots & \mathrm{Z}_{2\mathrm{n}} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ \mathrm{Z}_{\mathrm{n}1} & \mathrm{Z}_{\mathrm{n}2} & \cdots & \mathrm{Z}_{\mathrm{nn}} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \langle w_1(x), g(x) \rangle \\ \langle w_2(x), g(x) \rangle \\ \vdots \\ \langle w_{\mathrm{n}}(x), g(x) \rangle \end{bmatrix} \tag{A.51}$$

No MoM, cada função peso interage com os termos da função de base e resulta em uma matriz cheia e o resíduo R(x) tende a zero. Assim a dificuldade do método consiste em escolher adequadamente as funções f_{n}'s e w_{m}'s. Harrington destaca como critério de escolha (HARRIGTON, 1992):

- A precisão da solução esperada;
- A simplicidade no cálculo dos elementos da matriz;
- A dimensão da matriz a ser invertida;
- A obtenção de uma matriz bem condicionada.

A seguir, apresenta-se o Método dos Momentos formulado para o eletromagnetismo.

O MoM é um método numérico relativamente simples e tem sido muito utilizado na resolução das equações integro-diferencias do eletromagnetismo como por exemplo:

a) Eletrostática-problemas em que a densidade de cargas é desconhecida para um dado potencial elétrico;

b) Quase-estático-problemas em que se podem aplicar a equação de Maxwell em baixas frequências em objetos grandes.

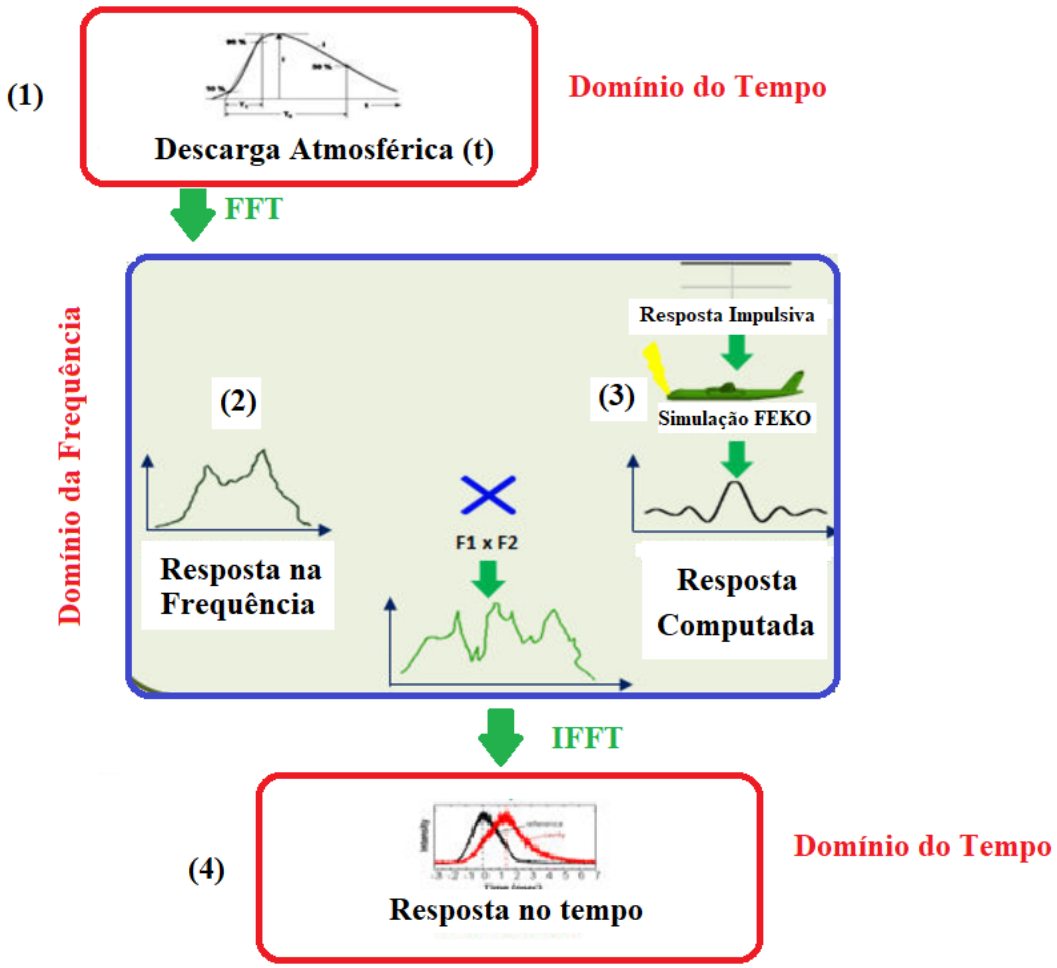
c) Espalhamento-problemas para o cálculo de correntes induzidas em objetos com ondas eletromagnéticas incidentes;

d) Polarização e radiação de campos eletromagnéticos por antenas no espaço livre.

O MoM, neste trabalho, é empregado no software comercial FEKO® desenvolvido pela Altair Engineering. O FEKO é um software de simulação eletromagnética para análise de campos eletromagnéticos em estruturas 3D, oferecendo diversos métodos numéricos para a solução das Equações de Maxwell que modelam muitos problemas físicos do eletromagnetismo aplicado. Além do MoM, O software FEKO® também utiliza outros métodos numéricos tais como: Physical Optics (PO), Multi-level Fast Multipole Method (MLFMM), Geometrical Optics (GO), Finite Element Method (FEM), Uniform Theory of Diffraction (UTD), Finite Difference Time Domain (FDTD).

O software FEKO permite a análise no domínio da frequência de qualquer estrutura desenhada em 3D. Primeiramente a estrutura é desenhada no CADFEKO onde delimita-se a geometria do problema, os materiais que constituem o objeto e suas grandezas físicas, como por exemplo: permeabilidade, permissividade e condutividade elétrica do meio, no qual podem ser inseridos o efeito da frequência. Uma vez determinada a geometria, escolhe-se o tipo de excitação (fonte de tensão ou corrente) aplicado no ponto de interesse da estrutura. Em seguida, define-se o tamanho da malha (mesh), o tipo de método numérico e intervalo de frequência a ser analisado. Em POSFTEKO, a resposta no domínio do tempo é obtida pelo uso das Transformadas Rápida de Fourier (FFT) e a Transformada Inversa de Fourier (IFFT) conforme mostrado na Figura 77.

Figura 6-Diagrama para obtenção na resposta no domínio do tempo no FEKO.



Fonte: Adaptado de FEKO (2018).

A primeira parte consiste no cálculo da resposta em frequência da estrutura 3D desenhada. Em CADFEKO, uma entrada impulsiva é aplicada na estrutura 3D e a resposta é computada no domínio da frequência. Esse processo é representado por **(3)** na Figura 77. Em POSTFEKO, define-se o sinal no domínio do tempo que será aplicado na estrutura 3D. Em **(1)**, tem-se por exemplo, uma corrente impulsiva típica de uma descarga atmosférica no domínio do tempo. A FFT é aplicada diretamente no sinal e tem-se a resposta em frequência, representada por **(2)**. Assim, internamente é feito o produto entre as duas respostas no domínio da frequência e com a IFFT é obtida a resposta no domínio do tempo, representada por **(4).**

Validação do FEKO

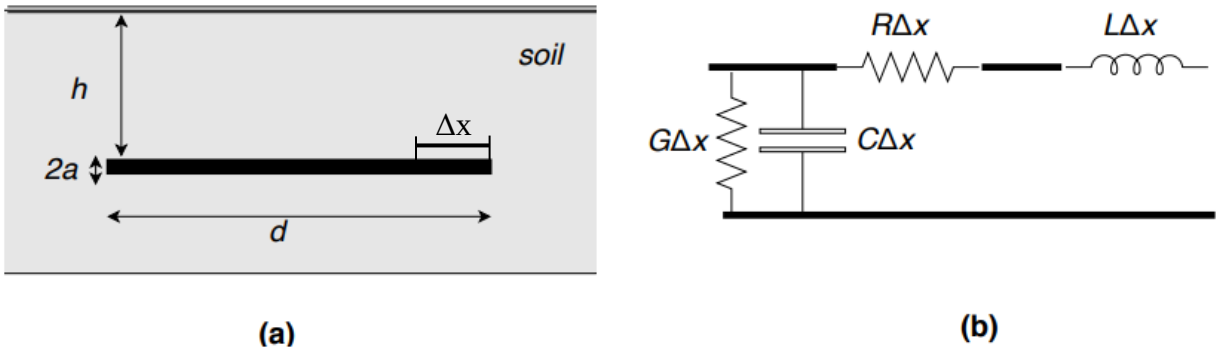
A validação do software FEKO é feita com o cálculo da impedância de aterramento para eletrodos simples enterrados em um solo conhecido. A resistência de aterramento da semiesfera é calculada pelo MoM e comparada com a equação clássica deduzida com aproximações para esse problema. No caso da impedância de aterramento, eletrodos cilíndricos de mesmas dimensões são utilizados neste estudo. Os eletrodos são enterrados verticalmente em um solo conhecido e suas impedâncias de aterramento são calculadas diretamente pelo MoM no FEKO. As comparações são realizadas considerando os eletrodos como uma pequena linha de transmissão, usando o modelo a parâmetros distribuídos. Nesse modelo, os parâmetros da linha de transmissão são distribuídos ao longo de seu comprimento e dependem do meio em que linha está inserida. A impedância de aterramento é obtida pelas equações hiperbólicas aplicadas com uma condição de contorno. Neste caso, considera-se que a corrente elétrica no terminal receptor de cada eletrodo é nula. A seguir, apresenta-se as comparações entre o MoM e as soluções analíticas para eletrodos cilíndricos usados em aterramento de torres de transmissão respectivamente.

Impedância de aterramento

O aterramento elétrico de torres de transmissão consiste em longos eletrodos enterrados verticalmente ou horizontalmente no solo, em arranjos de simples ou múltiplos condutores, e são conectadas à estrutura da torre. A impedância de aterramento é calculada por diversos modelos propostos na literatura, tais como: (i) modelos a parâmetros distribuídos; (ii) modelos a parâmetros discretos; (c) métodos numéricos aplicados a teoria eletromagnética.

Os métodos aplicados a teoria eletromagnética calculam a impedância de condutores de geometria complexa, tais como: eletrodos esféricos, semiesféricos ou em anel; ou em malhas de diversos eletrodos interligados, como em subestações de energia. Entretanto, quanto mais complexa a geometria do eletrodo ou malha, maior será o gasto computacional empregado em sua solução. Nesta seção, a impedância de aterramento para eletrodos simples enterrados em um solo de resistividade conhecida são calculadas. As simulações são realizadas no FEKO, aplicando o MoM e as comparações são feitas com o modelo a parâmetros distribuídos, na qual o eletrodo é representado como uma linha de transmissão. No modelo a parâmetros distribuídos, um segmento Δx de eletrodo é representado pelos seus parâmetros distribuídos, conforme mostra a Figura 78-(a).

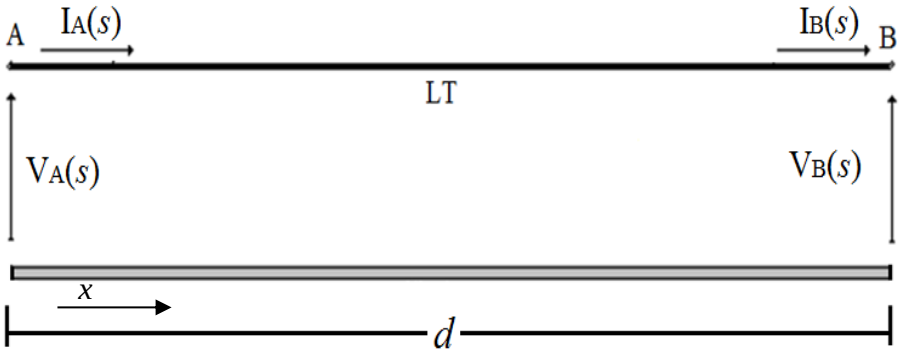
Figura 7-(a) Eletrodo enterrado em um solo. (b) Representação Δ*x* por paramêtros distribuídos.



Fonte: Autoria própria.

Na figura 78-(a), um eletrodo horizontal genérico é enterrado em um solo conhecido, a uma profundidade *h.* O eletrodo possui longitude *d* e raio *a.* A Figura 78-(b) mostra um segmento Δ*x* do eletrodo, onde os parâmetros R e L são, respectivamente, a resistência e a indutância por unidade de comprimento da linha enquanto que G e C são respectivamente a condutância e a capacitância transversal da linha por unidade de comprimento. O eletrodo horizontal ou vertical é interpretado como uma linha de transmissão (LT) e as correntes e tensões nos terminais emissor e receptor são mostrados, no domínio da frequência, na Figura 79.

Figura 8 - Eletrodo horizontal visto como linha de transmissão.



Fonte: Autoria própria.

Na figura 79, os termos $I_A(s)$ e $V_A(s)$ são a corrente e a tensão no terminal emissor e os termos $I_B(s)$ e $V_B(s)$ são a corrente e a tensão no terminal receptor. A variável *x* representa a distância entre a origem e o comprimento de interesse da linha (ou eletrodo), *d* é o comprimento da linha e *s* representa o domínio da frequência. As equações que modelam o comportamento da linha, são dadas por :

$$V_A(x) = V_B(x)\cosh(\gamma x) - Z_C I_B(x)\, senh\,(\gamma x) \tag{A.53}$$

$$I_A(x) = I_B(x) cosh(\gamma x) - \frac{1}{Z_C} V_B(x)\, senh(\gamma x) \tag{A.54}$$

As equações (A.53) e (A.54) são equações hiperbólicas, conhecidas por equações do quadripolo, e descrevem o comportamento exato da tensão e da corrente em qualquer ponto da linha de transmissão. As variáveis γ, denominada de função de propagação, e Z_c, denominada de impedância característica, são dadas por:

$$\gamma = \sqrt{(R + j\omega L)(G + j\omega C)} \tag{A.55}$$

$$Z_C = \sqrt{\frac{(R + j\omega L)}{(G + j\omega C)}} \tag{A.56}$$

Onde ω é a frequência angular. De modo análogo, um eletrodo vertical enterrado em um solo conhecido é representando por seus parâmetros distribuídos. Os parâmetros longitudinais e transversais para eletrodos horizontais e verticais (GRCEV, 2009; GRCEV, 2009) são apresentados na tabela 77.

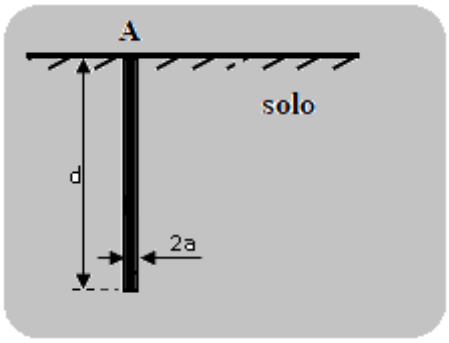
Tabela 1-Parâmetros distribuídos para os eletrodos horizontal e vertical.

Parâmetros	**Eletrodo Horizontal**	**Eletrodo Vertical**
R	$\frac{\rho_c}{\pi a^2}$	$\frac{\rho_c}{\pi a^2}$
G	$\frac{\pi}{\rho}\left[\log\left(\frac{2d}{\sqrt{2ha}}\right)-1\right]^{-1}$	$\frac{2\pi}{\rho}\left[\log\left(\frac{4d}{a}\right)-1\right]^{-1}$
L	$\frac{\mu_r}{2\pi}\left[\log\left(\frac{2d}{\sqrt{2ha}}\right)-1\right]$	$\frac{\mu_r}{2\pi}\left[\log\left(\frac{2d}{a}\right)-1\right]$
C	$\frac{\pi\varepsilon_r}{\left[\log\left(\frac{2d}{\sqrt{2ha}}\right)-1\right]}$	$\frac{2\pi\varepsilon_r}{\left[\log\left(\frac{2d}{a}\right)-1\right]}$

Fonte: Autoria própria.

Na tabela 77, ρ_C e ρ são é a resistividade do condutor e do solo respectivamente, *d* é o comprimento do eletrodo, *h* é a profundidade do eletrodo, ε_r e μ_r são a permissividade e a permeabilidade do meio. Na Figura 80 mostra um eletrodo vertical empregado nas simulações.

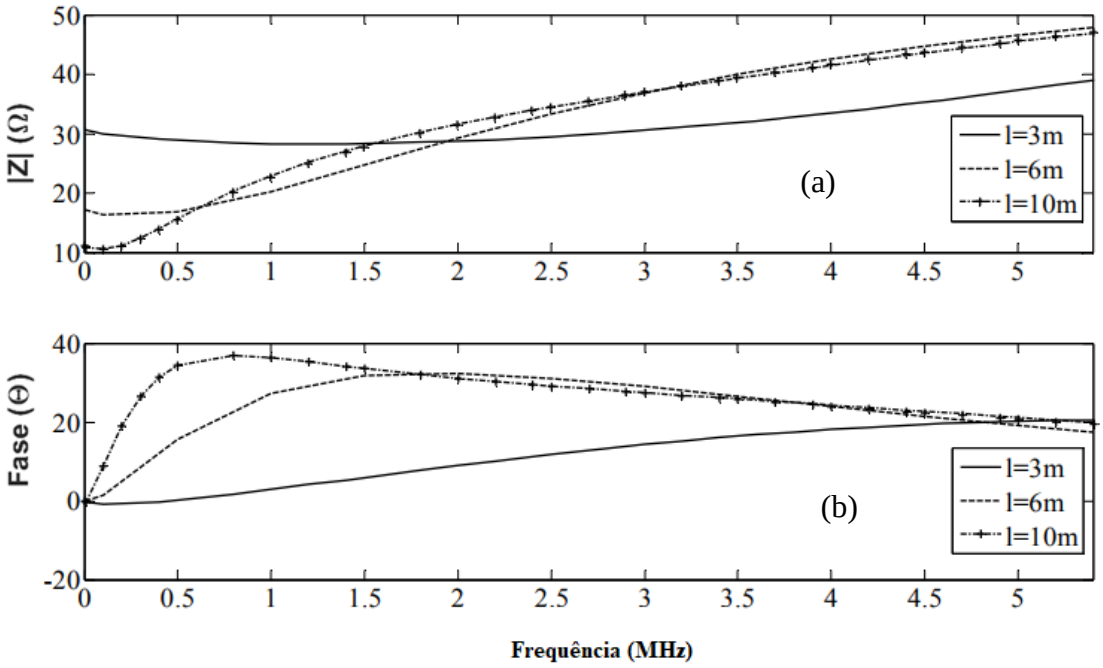
Figura 9-Eletrodo vertical empregado nas simulações.



Fonte: Autoria própria.

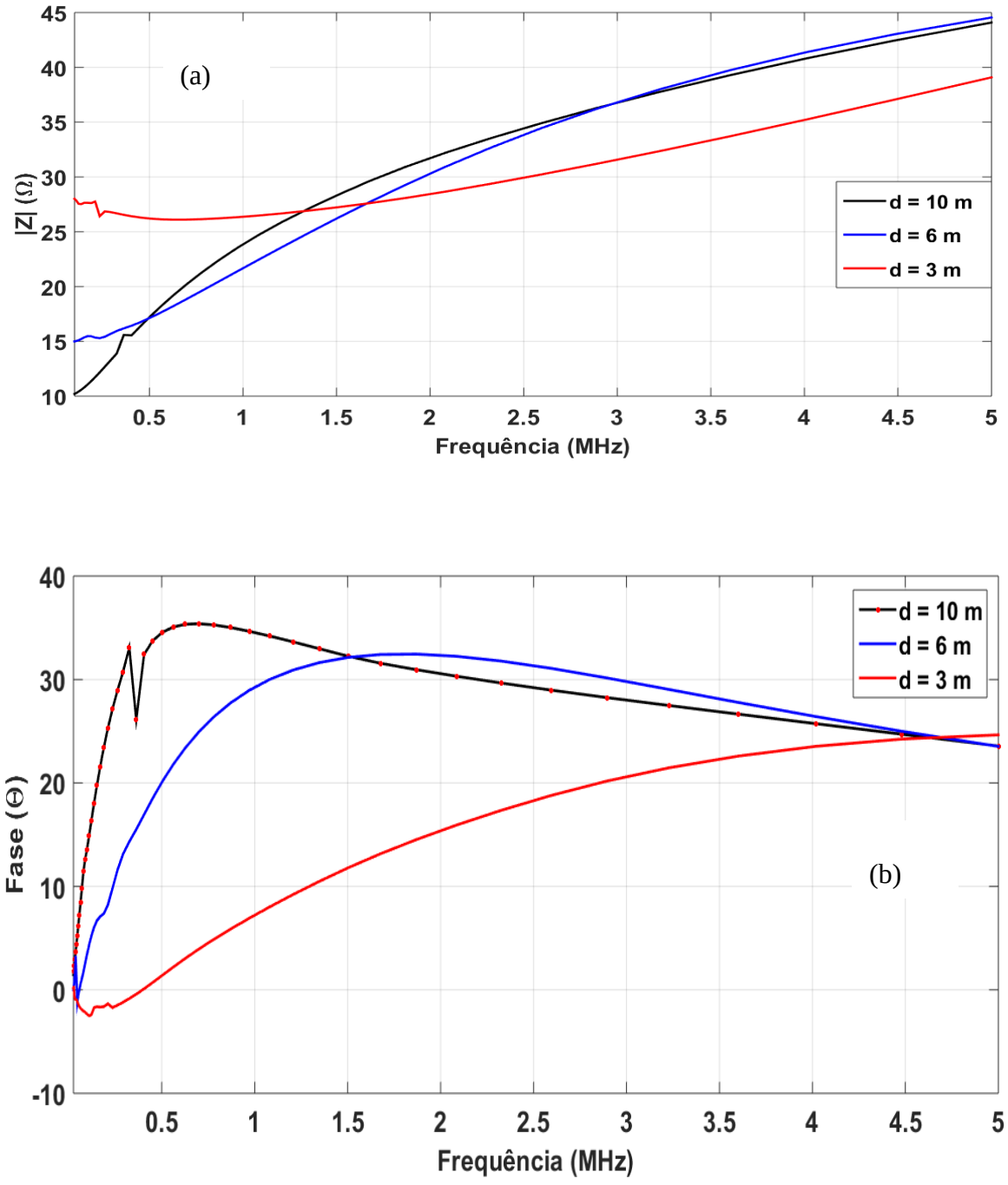
A impedância de cada eletrodo será inicialmente comparada com os resultados obtidos para para um eletrodo vertical, obtido por Sheshyekani1 e Rachidi (SHESHYEKANI *et al*., 2009). Nessa simulação, considera-se a resistividade do solo $\rho = 100\ \Omega$m, permissividade relativa do solo $\varepsilon_r = 10$, condutor cilíndrico de raio = 12.5 mm e três comprimentos distintos (l = 3, 6 e 10 m). A topologia para delimitar o domínio dos tetraedros (elementos finitos) para as simulações é formado por um cone (que delimita o espaço livre) com uma semiesfera metálica (que delimita o solo) anexada à sua base.Ambos os sólidos são formados por um material perfeitamente condutor (Perfect Electric Conductor- PEC). Para as simulações a seguir, adotou-se a altura de 0,80m para o cone metálico e o raio da semiesfera de 10 m. As simulações para as impedâncias dos eletrodos verticais, em magnitude e fase, são apresentadas na Figura 81. O comprimento do eletrodo influencia significativamente na magnitude da impedância do eletrodo de aterramento, para uma resistividade fixa do solo. Em frequências menores de 500 kHz, os condutores de menor comprimento possuem o maior magnitude de impedância. Entretanto, acima de 1,50 MHz, observa-se uma inversão (em ordem decrescente para o comprimento do eletrodo) no módulo da impedância. Quanto a fase, observa-se que quanto maior o comprimento do eletrodo, o comportamento elétrico é mais indutivo para quase o intervalo de frequência analisado. Na Figura 82 mostra-se o módulo e fase da impedância obtidas pelo MoM.

Figura 10 - Impedância de um eletrodo vertical obtidas por [9]: (a) Módulo; (b) fase.



Fonte: Adaptado de Sheshyekanil (2010).

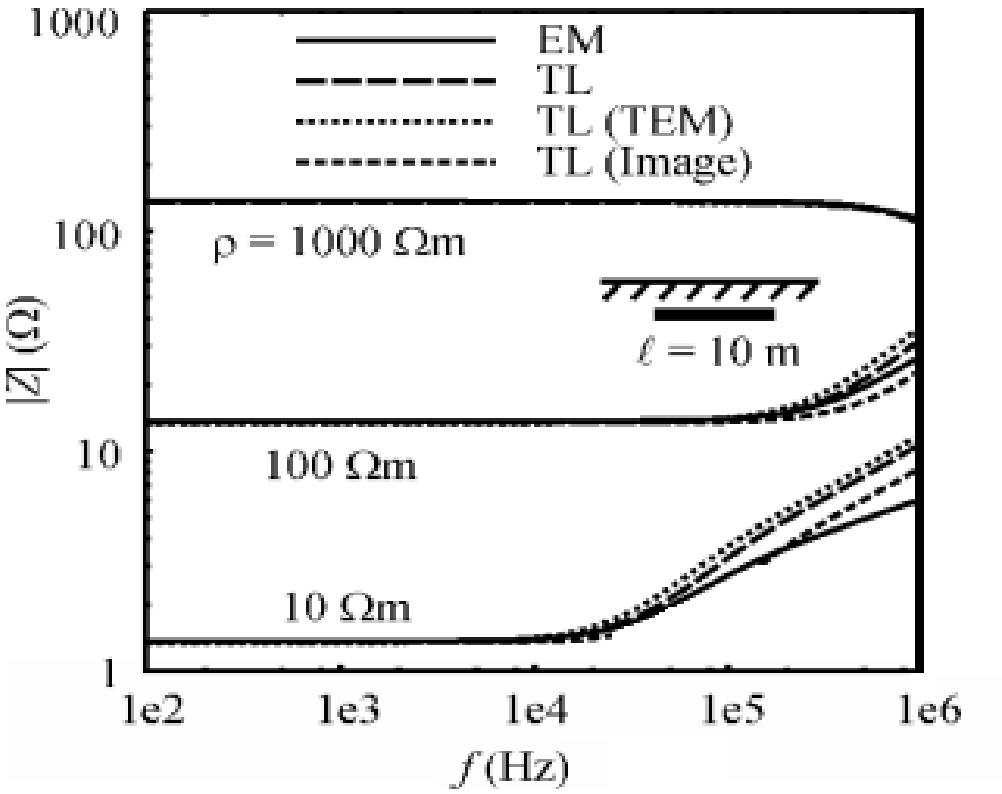
Figura 11 - Impedância de um eletrodo vertical obtido pelo MoM: (a) Módulo; (b) fase.



Fonte: Autoria própria.

Na Figura 82-(a) é mostrado o módulo da impedância para o eletrodo vertical para os comprimentos de 3 m, 6 m e 10 m. Comparando com a Figura 81-(a), observa-se que as simulações usando MoM estão próximas das simulações obtidas por Sheshyekanil e Rachidi [9]. De modo análogo, as fases observadas na Figura 82-(b) apresentam o mesmo comportamento que as fases obtidas na Figura 81-(b). A Na Figura 83, é apresentada a impedância de um eletrodo horizontal de comprimento d = 10 m, conduto cilíndrico de r = 12,5 mm e enterrado em uma profundidade de h = 1 m. Nesta análise, a impedância do eletrodo é estudada para três resistividades do solo ρ = 10, 100 e 1000 Ωm. As curvas representadas por EM (*Electromagnetic Method*) são obtidas por método numérico. As curvas indicadas por TL (*Transmission Line*) são obtidas pelo modelo a parâmetros distribuídos no qual o eletrodo é representado por uma linha de transmissão.

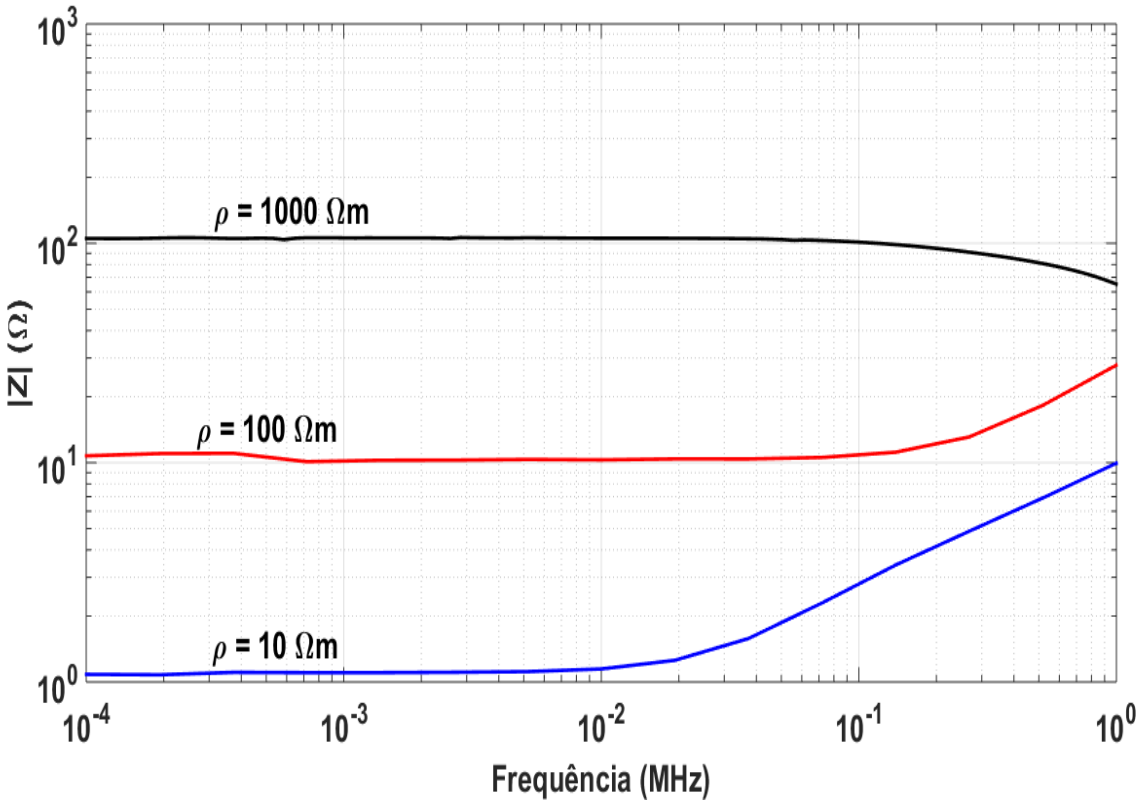
Figura 12 - Impedância harmônica de um eletrodo horizontal obtidas por Grcev (GRCEV, 2006).



Fonte: Adaptado de Grcev (2005).

Nesse caso o comprimento do eletrodo horizontal é fixo e quanto maior a resistividade do solo, maior será o módulo da impedância do eletrodo. As curvas mantêm o módulo constante, puramente resistivo, em certo intervalo de frequência na qual depende do comprimento, devido aos efeitos capacitivos e indutivos serem desprezíveis. Entrento, a partir de uma dada frequência , os efeitos capacitivos e ou indutivos se tornam significativos e alteram a magnitude da impedância. Quanto aos métodos empregados, verifica-se que eles divergem em altas frequências, devido as limitações dos modelos utilizados na representação do eletrodo. Na Figura 84 é mostrada a impedância de um eletrodo horizontal obtido pelo MoM para as mesmas resistividades de solo.

Figura 13-Impedância de um eletrodo horizontal (r = 12,5 mm, d = 10m) obtidas por pelo MoM.

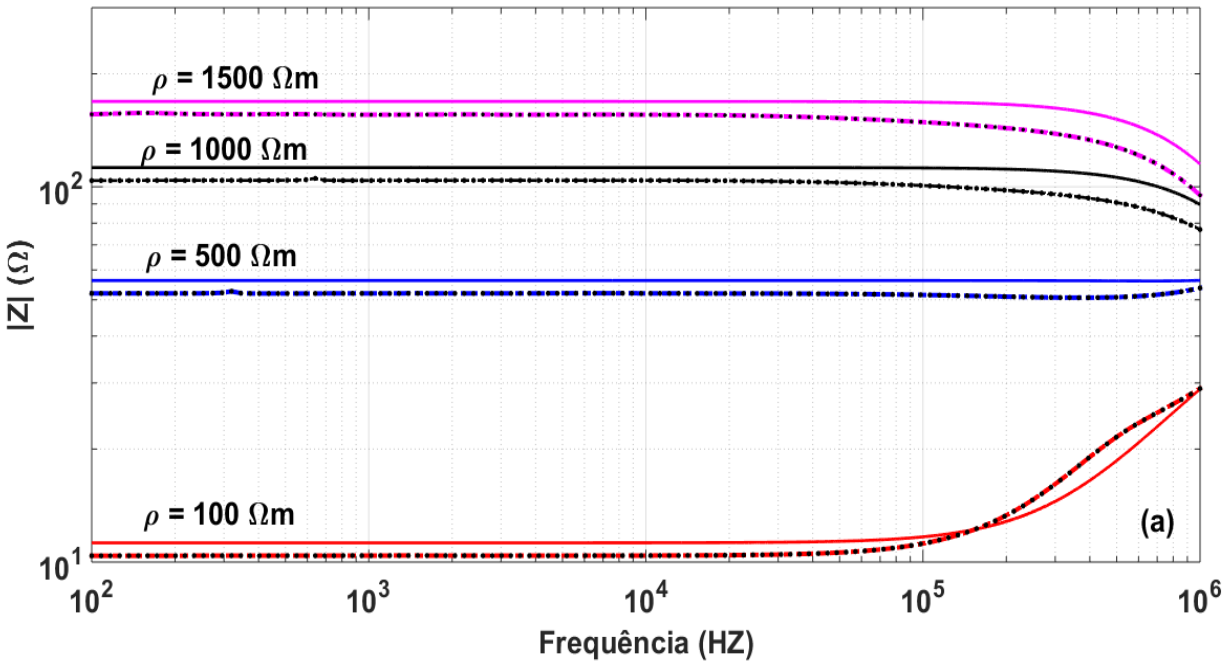


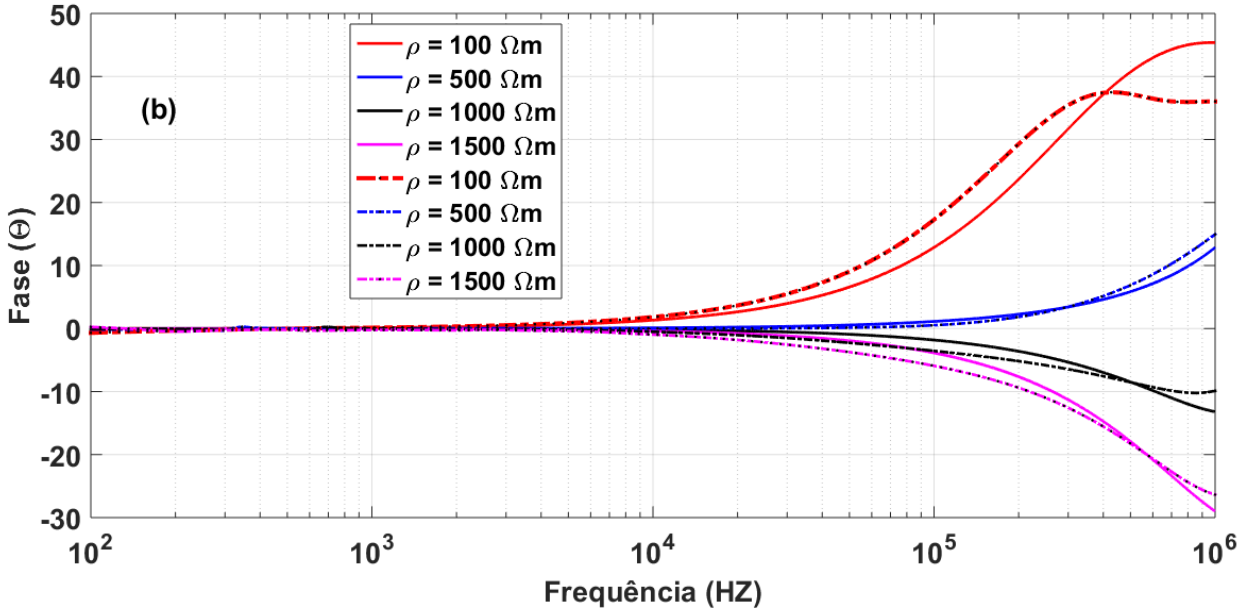
Fonte: Autoria própria.

Comporando as magnitudes obtidas pelo MoM, mostradas na Figura 84, com as obtidas por Grcev (GRCEV,2006) verifica-se que as curvas apresentam o mesmo comportamento em todo o intervalo de frequência. As impedâncias dos eletrodos verticais serão calculadas pelo modelo a parâmetros

distribuídos e pelo MoM implementado pelo software FEKO®. Os parâmetros para as simulações dos eletrodos são: comprimento d = 10 m e raio a = 12.5 mm. Os parâmetros do solo consideradas no estudo: permissividade relativa $\varepsilon_r = 10$, $\mu_r = 1$ e as resistividades adotadas são: 100 Ω.m, 500 Ω.m, 1000 Ω.m e 1500 Ω.m. A Figura 85 mostra a magnitude da impedância do eletrodo vertical em função da frequência para um intervalo de 100 Hz a 1 MHz. As respostas obtidas pelo MoM estão em linha tracejada e as respostas obtidas pelo modelo a parâmetros distribuídos (MPD) estão em linha contínua.

Figura 14 - Impedância do eletrodo vertical - MoM (linha tracejada) e MPD (linha contínua)[(a) Magnitude e (b) fase].





Nas figuras 85-(a) e (b) são mostradas a magnitude da impedância e a fase para o eletrodo vertical no domínio da frequência. A figura 85-(a) mostra a magnitude da impedância do eletrodo vertical para considerando as diversas resistividades em comparações com o MoM e MPD. De modo análogo a Figura 84, com o aumento da resistividade do solo, maior será a magnitude da impedância de aterramento para um eletrodo vertical. O comportamento elétrico da impedância depende da resistividade do solo e da frequência. Assim, para frequências inferioreas a 100 kHz, a impedância do eletrodo é puramente resistiva sendo denominada de resistência estática de aterramento em baixas frequências. Acima de 100 kHz, a impedância assume comportamento capacitivo ou indutivo, dependendo do valor da resistividade do solo, considerando os parâmetros geométricos do eletrodo constantes, conforme mostrado na fase da impedância, que varia de indutivo (ρ = 100 Ωm) para capacitivo (ρ = 1500 Ωm) com o aumento da resistividade do solo. As simulações obtidas pelo MoM estão próximas das obtidas pelo modelo a parâmetros distribuídos, apresentando um pequeno erro. Tal erro ocorre devido a discretização do domínio, número elementos triangulares (mesh), feitos no software FEKO. Assim, quanto maior o número triangulos, menor é o erro obtido nas simulações, porém o tempo de simulação aumenta.

O software FEKO mostra-se um software adequado para os cálculos da resistência e da impedância de aterramento de condutores simples (eletrodos vertical e horizontal). As simulações utilizando o MoM apresentam boa concordância e pequenos erros pequenos com as simulações

obtidas pelas equações analíticas propostas na literatura. Assim, pode-se empregar esse software para análises da impedância de aterramento convencionais, além de estudos de novas configurações em aterramento elétrico.

Para a semiesfera metálica empregada no cálculo da admitância da torre convencional e gigante o raio adotado foi de 100 m de comprimento. Esse valor foi escolhido após vários testes, onde semiesferas de 100, 150 e 200 m de raio foram analisados. As admitâncias calculadas para as torres de transmissão convencionais apresentaram o mesmo valor, sendo independentes do raio da semiesfera metálica.O mesmo comportamento é verificado para as admitâncias de uma torre de transmissão gigante com o raio da semiesfera variável Assim, o raio adotado foi de 100 m, no qual apresenta o menor tempo computacional para o cálculo das admitâncias no software FEKO.