

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

ROBERTO JOSÉ CABRAL

**MODELOS MATEMÁTICOS PARA OTIMIZAÇÃO DO
SISTEMA DE PROTEÇÃO CONTRA DESCARGAS
ATMOSFÉRICAS EM SISTEMAS DE DISTRIBUIÇÃO DE
ENERGIA ELÉTRICA**

Porto Alegre

2018

ROBERTO JOSÉ CABRAL

**MODELOS MATEMÁTICOS PARA OTIMIZAÇÃO DO
SISTEMA DE PROTEÇÃO CONTRA DESCARGAS
ATMOSFÉRICAS EM SISTEMAS DE DISTRIBUIÇÃO DE
ENERGIA ELÉTRICA**

Tese de doutorado apresentado ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Elétrica.

Área de concentração: Energia

ORIENTADOR: Prof. Dr. Roberto Chouhy Leborgne

CO-ORIENTADOR: Prof. Dr. Arturo Suman Bretas

Porto Alegre

2018

CIP - Catalogação na Publicação

Cabral, Roberto Jose
MODELOS MATEMÁTICOS PARA OTIMIZAÇÃO DO SISTEMA DE
PROTEÇÃO CONTRA DESCARGAS ATMOSFÉRICAS EM SISTEMAS DE
DISTRIBUIÇÃO DE ENERGIA ELÉTRICA / Roberto Jose
Cabral. -- 2018.
163 f.
Orientador: Roberto Chouhy Leborgne.

Coorientador: Arturo Suman Bretas.

Tese (Doutorado) -- Universidade Federal do Rio
Grande do Sul, Escola de Engenharia, Programa de
Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Porto Alegre,
BR-RS, 2018.

1. Análise de Transitórios Eletromagnéticos. 2.
Modelagem e Otimização de Sistemas de Potência. 3.
Qualidade e Confiabilidade de Sistemas de Potência. 4.
Descargas Atmosféricas. 5. Proteção de Sistemas
Elétricos de Potência. I. Leborgne, Roberto Chouhy,
orient. II. Bretas, Arturo Suman, coorient. III.

Elaborada pelo Sistema de Geração Automática de Ficha Catalográfica da UFRGS com os
dados fornecidos pelo(a) autor(a).

ROBERTO JOSÉ CABRAL

**MODELOS MATEMÁTICOS PARA OTIMIZAÇÃO DO
SISTEMA DE PROTEÇÃO CONTRA DESCARGAS
ATMOSFÉRICAS EM SISTEMAS DE DISTRIBUIÇÃO DE
ENERGIA ELÉTRICA**

Esta tese foi julgada adequada para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Elétrica e aprovado em sua forma final pelos Orientadores e pela Banca Examinadora.

Orientador: _____

Prof. Dr. Roberto Chouhy Leborgne, UFRGS

Doutor pela Chalmers University of Technology – Goteborg, Suécia

Co-Orientador: _____

Prof. Dr. Arturo Suman Bretas, UFL

Doutor pela Virginia Tech – Blacksburg, Estados Unidos

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Daniel Pinheiro Bernardon, UFSM

Doutor pela Universidade Federal de Santa Maria – Santa Maria, Brasil

Prof. Dr. Luiz Cera Zanetta Junior, USP

Doutor pela Universidade de São Paulo – São Paulo, Brasil

Prof. Dr. Daniel da Silva Gazzana, UFRGS

Doutor pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul – Porto Alegre, Brasil

Prof. Dr. Alexandre Sanfelice Bazanella, UFRGS

Doutor pela Universidade Federal de Santa Catarina – Florianópolis, Brasil

Profa. Dra. Mariana Resener, UFRGS

Doutora pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul – Porto Alegre, Brasil

Coordenador do PPGEE: _____

Prof. Dr. João Manoel Gomes da Silva Jr.

Porto Alegre, outubro de 2018.

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho especialmente a toda minha família, pelo amor e apoio em todos os momentos da minha vida, e à Carolina, por toda paciência, dedicação e amor incondicional.

AGRADECIMENTOS

A Deus, por estar sempre ao meu lado dando-me força e perseverança, alimentando minha fé e iluminando meu caminho.

Aos meus orientadores, prof. Dr. Roberto Chouhy Leborgne e prof. Dr. Arturo Suman Bretas, pela confiança em mim depositada, pelo apoio, dedicação e ensino que recebi e, especialmente, pela amizade demonstrada.

À Carolina, pelo seu amor, apoio, incentivo e principalmente por me fazer feliz.

Aos meus pais, Alicia e Roberto, pelo apoio e suporte dado em toda a minha vida, pelo amor e confiança depositada em mim, pela educação e conhecimentos transmitidos com dedicação e muito amor.

Aos meus irmãos, Yamila e Cristian, meus avôs, Elsa, José, Susana (*in memorian*), Bronislao (*in memorian*), e a todos meus familiares, pela confiança e apoio que me deram em todos os momentos.

Um agradecimento especial aos meus amigos e colegas do LASEP, pelas oportunidades de trabalho em conjunto, conversas e principalmente pela amizade, fato que tornou agradável e inesquecível o período de convivência.

Ao colega Dr. John Armando Morales Garcia, da Universidade Nacional de San Juan Argentina, por sua colaboração, ajuda e sugestões para o desenvolvimento desta pesquisa.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, PPGEE, desta Universidade, aos seus professores, funcionários por garantirem uma infraestrutura adequada e pela oportunidade de realização de trabalhos em minha área de pesquisa e à Miriam Adriana de Oliveira Rosek pela importância do trabalho realizado junto ao PPGEE.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico, CNPq, pela provisão da bolsa de doutorado que permitiu a realização deste trabalho.

Ao povo argentino e brasileiro, obrigado por toda a minha formação recebida tanto no âmbito profissional como no pessoal.

A todas as demais pessoas que, direta ou indiretamente, ajudaram e tornaram possível a realização deste trabalho.

Sinceramente, muito obrigado.

RESUMO

Esta tese apresenta dois modelos para a otimização da confiabilidade de sistemas de distribuição frente a descargas atmosféricas. Buscou-se a melhoria dos indicadores de confiabilidade do sistema considerando os investimentos necessários para instalação de estruturas e aterramentos que aumentem a imunidade do alimentador. A abordagem escolhida para obter a corrente crítica para os diversos tipos de estruturas e aterramentos foi a modelagem e simulação no programa de transitórios eletromagnéticos ATP-EMTP. A taxa de faltas do alimentador foi definida pelo número de descargas de contorno de cada trecho do mesmo. A confiabilidade do sistema foi caracterizada pela frequência média das interrupções sustentadas e momentâneas, mensuradas pelos indicadores *SAIFI* e *MAIFI_E*, respectivamente e pelo indicador de confiabilidade global definido pela frequência média de interrupção do sistema (*SAIFI**), que considera todas as interrupções, independentemente da sua duração. Os dois modelos matemáticos de otimização propostos têm como resultado a seleção do tipo de estrutura e aterramento para cada trecho do alimentador de modo a otimizar o desempenho do sistema. Um dos modelos utiliza o método de programação linear inteira mista (PLIM) para resolver o problema de otimização do *SAIFI**, tendo como restrição o investimento. O outro modelo de otimização proposto utiliza a técnica de programação linear inteira mista multiobjetivos (PLIMM) para otimizar simultaneamente os indicadores *SAIFI*, *MAIFI_E* e os recursos disponíveis.

Palavras-chave: Análise de Transitórios Eletromagnéticos, ATP-EMTP, Confiabilidade de Sistemas de Potência, Descargas Atmosféricas, Linhas Aéreas de Distribuição, Modelagem de Sistemas Elétricos de Potência, Otimização Matemática, Proteção de Sistemas Elétricos de Potência, Qualidade de Energia.

ABSTRACT

This thesis presents two models for feeders reliability optimization against lightning. The optimization is based on the reduction of faults produced by lightning and on the minimization of power system interruption indexes. The effect of shielding and grounding on overhead distribution feeder's performance under lightning conditions and the protection systems response are considered. The proposed mathematical optimization models are based on the consideration of two types of shielding using the wire-guard and Franklin captor, and on the analysis of the type of structures and groundings. Modeling and simulation using electromagnetic transients program ATP-EMTP is the approach considered in the work to obtain the critical current. Reliability is characterized in terms of the average frequency of sustained and momentary interruptions, measured by reliability indexes *SAIFI* and *MAIFI_E*. The approach consists in developing an analytical optimization model, whose primary objective is to select the structure and grounding type aiming at improve the system performance against lightning. The allocation of structures and grounding is subject to technical and economic constraints. The first proposed model utilizes the mixed integer linear programming method (MILP) to solve the optimization problem of reliability indexes having the investment as a restriction. The second proposed model uses the multi-objective mixed integer linear programming method (MMILP) to simultaneously optimize *SAIFI*, *MAIFI_E* and investment. A case study is presented to evaluate the effectiveness of both models.

Keywords: Analysis of Electromagnetic Transients, ATP-EMTP, Lightning, Modeling of Power Systems, Optimization Mathematics, Overhead Lines Distribution, Power Quality, Power Systems Protection, Reliability of Power Systems.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	20
1.1	MOTIVAÇÃO E JUSTIFICATIVA	20
1.2	OBJETIVOS	24
1.3	CONTRIBUIÇÕES	24
1.4	ESTRUTURA DO TRABALHO	25
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	28
2.1	DESCARGAS ATMOSFÉRICAS	28
2.1.1	Introdução	28
2.1.2	Parâmetros das Descargas Atmosféricas	29
2.2	CÁLCULO DAS SOBRETENSÕES (CÁLCULO DO DESEMPENHO DE ALIMENTADORES)	36
2.2.1	Impedância de Surto dos Condutores e Cabo de Guarda	36
2.2.2	Efeitos do Solo Imperfeito em Alta Frequência	37
2.2.3	Modelo dos Postes	38
2.2.4	Modelo dos Cabos de Descida	38
2.2.5	Modelo dos Aterramentos	39
2.2.6	Corrente Mínima para Ocorrer Descarga de Contorno	41
2.2.7	Efeitos das Descargas Atmosféricas Diretas	42
2.2.8	Efeitos das Descargas Atmosféricas Indiretas	44
2.2.9	Descargas de Contorno Totais	47
2.3	CONSIDERAÇÕES FINAIS	47
3	ESTADO DA ARTE	48
3.1	TAXA DE FALTAS DEVIDO A DESCARGAS ATMOSFÉRICAS	48
3.2	INDICADORES DE CONFIABILIDADE	51
3.3	OTIMIZAÇÃO DA CONFIABILIDADE DE SDEE	53
3.4	CONSIDERAÇÕES FINAIS	58
4	METODOLOGIA PROPOSTA	59
4.1	INTRODUÇÃO	59
4.2	METODOLOGIA PARA CALCULAR OS INDICADORES	59
4.3	FORMULAÇÃO DOS INDICADORES <i>SAIFI</i> , <i>MAIFI_E</i> E <i>SAIFI*</i>	63
4.4	PROGRAMAÇÃO LINEAR INTEIRA MISTA PARA OTIMIZAÇÃO DOS INDICADORES DE CONFIABILIDADE	66
4.5	MODELO PLIM PARA OTIMIZAÇÃO DE <i>SAIFI*</i>	67
4.6	MODELO PLIMM PARA OTIMIZAÇÃO DE <i>SAIFI</i> , <i>MAIFI_E</i> E CUSTOS DOS INVESTIMENTOS	68
4.7	CONSIDERAÇÕES FINAIS	70
5	MODELAGEM E SIMULAÇÃO	71
5.1	INTRODUÇÃO	71
5.2	MODELAGEM DOS COMPONENTES NO ATP-EMTP	71
5.2.1	Fonte de Descarga Atmosférica Direta	71
5.2.2	Fonte de Tensão Induzida por Descargas Atmosféricas Indiretas	73
5.2.3	Alimentadores Aéreos	76
5.2.4	Estruturas de Redes de Distribuição	78
5.2.5	Sistemas de Aterramento	78
5.2.6	Rede Equivalente do Sistema na Subestação	79
5.2.7	Circuitos Terminais de Linha	79
5.2.8	Descarga de Contorno nos Isoladores	79
5.3	MODELO DO ALIMENTADOR	80
5.4	ESTUDOS DE SENSIBILIDADE	85

5.4.1 Influência da Resistividade do Solo nas Distâncias de Atração	85
5.4.2 Influência da Resistividade do Solo na Resistência de Aterramento	90
5.5 IMPLEMENTAÇÃO DOS MODELOS PROPOSTOS	91
5.6 CONSIDERAÇÕES FINAIS	92
6 ESTUDOS DE CASO	94
6.1 INTRODUÇÃO	94
6.2 CARACTERÍSTICAS DO SISTEMA TESTE.....	94
6.3 ANÁLISE DA TAXA DE FALTAS	97
6.3.1 Considerações.....	97
6.3.2 Estimação da Taxa de Faltas	98
6.3.3 Investimento	102
6.4 ANÁLISE DA CONFIABILIDADE DO SISTEMA.....	103
6.4.1 Considerações.....	103
6.4.2 Validação do Modelo de Otimização do Indicador de Confiabilidade Global utilizando PLIM (sistema teste de 4 barras)	105
6.4.3 Otimização do Indicador de Confiabilidade Global utilizando PLIM (sistema real de 81 barras).....	107
6.4.4 Validação do Modelo de Otimização dos Indicadores de Confiabilidade e Investimento utilizando PLIMM (sistema teste de 4 barras)	110
6.4.5 Otimização dos Indicadores de Confiabilidade e Investimento utilizando PLIMM (sistema real de 81 barras)	114
6.4.6 Análise comparativa variando a taxa de faltas permanentes	119
6.4.7 Análise comparativa PLIM vs PLIMM.....	127
6.5 CONSIDERAÇÕES FINAIS	131
7 CONCLUSÕES.....	132
7.1 TRABALHOS FUTUROS.....	133
7.2 CONSIDERAÇÕES FINAIS	135
APÊNDICE A: ARTIGOS PUBLICADOS	147
PUBLICAÇÕES EM PROFUNDIDADE	147
APÊNDICE B: DADOS DO SISTEMA TESTE	150
DADOS DO SISTEMA TESTE	150
ESTRUTURAS TÍPICAS DE REDES AÉREAS.....	152
MODELO DO ALIMENTADOR.....	152
APÊNDICE C: MODELO DE FONTE SOBRETENSÕES INDUZIDA NO ATPDRAW	155
APÊNDICE D: RESULTADOS DA OTIMIZAÇÃO UTILIZANDO PLIM E PLIMM	157
ALOCAÇÃO DE ESTRUTURAS-ATERRAMENTOS MODELO PLIM	157
ALOCAÇÃO DE ESTRUTURAS-ATERRAMENTOS MODELO PLIMM	160
ANEXO A: MODELO ELETROGEOMÉTRICO	162

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1. Locais de incidência de uma descarga atmosférica: sobre condutor de fase, (a) estrutura sem blindagem e (b) estrutura com blindagem, (c) sobre o cabo de guarda, (d) na terra.....	29
Figura 2. Densidade de descargas (raios/km ² /ano) (NASA, 2014).	30
Figura 3. Densidade de descargas no Brasil (raios/km ² /ano) (INPE, 2010).....	31
Figura 4. Forma de onda da corrente obtida pela função de Heidler (Adaptada de IEEE STD.1410, 2010).....	33
Figura 5. Função distribuição de probabilidade e probabilidade acumulada da primeira descarga de retorno.	35
Figura 6. Rede de dois condutores e respectiva imagem do solo (COELHO, 2010).	37
Figura 7. Topologias de aterramentos típicos de sistemas de distribuição.....	41
Figura 8. Número de falhas devido a tensões induzidas N_p vs nível de isolamento CFO da linha de distribuição (Adaptado de IEEE STD.1410, 2010).....	46
Figura 9. Relação custos vs confiabilidade (MARTINEZ, 2014).	54
Figura 10. Fluxograma do cálculo da confiabilidade do SDEE.	63
Figura 11. Alimentador de distribuição esquemático.	64
Figura 12. Janela de interação com o usuário do modelo da fonte tipo Heidler no ATPDraw.	72
Figura 13. Bloco do modelo INDUCE da fonte de corrente que reproduz os efeitos da tensão induzida desenvolvido no TACS-MODELS do ATPDraw.	75
Figura 14. Janela de interação com o usuário no ATPDraw do modelo INDUCE desenvolvido no TACS-MODELS.	75
Figura 15. Resposta em frequência da impedância de sequência positiva do alimentador com cabo de guarda - modelo JMarti (BPA, 2010).	77
Figura 16. Resposta em frequência da impedância de sequência zero do alimentador com cabo de guarda - modelo JMarti (BPA, 2010).....	77
Figura 17. Representação do modelo elétrico das estruturas de distribuição - Estrutura (a) sem blindagem, (b) com cabo de guarda e (c) com captor Franklin.	78
Figura 18. Modelo elétrico do isolador no ATPDraw (Adaptado de MARTINEZ, 2002b). ...	80
Figura 19. Modelo do alimentador sem blindagem.	81
Figura 20. Modelo do alimentador com captor Franklin.	81
Figura 21. Modelo do alimentador com cabo de guarda.	81
Figura 22. Zoom do modelo de descargas diretas no alimentador com estrutura normal.	82
Figura 23. Zoom do modelo de descargas diretas no alimentador com captor Franklin.	82
Figura 24. Zoom do modelo de descargas diretas no alimentador com cabo de guarda.	83
Figura 25. Zoom do modelo de descargas indiretas no alimentador com estrutura normal.	83
Figura 26. Zoom do modelo de descargas indiretas no alimentador com captor Franklin.	84
Figura 27. Zoom do modelo de descargas indiretas no alimentador com cabo de guarda.	84
Figura 28. Distância mínima y_{min} para os condutores das fases com solo ideal ($\rho_{solo} = 0\Omega m$).	85
Figura 29. Distância mínima y_{min} para o cabo de guarda e condutores de fase com solo ideal ($\rho_{solo} = 0\Omega m$).	86
Figura 30. Distância máxima $y_{m\acute{a}x}$ para diferentes estruturas com solo ideal ($\rho_{solo} = 0\Omega m$).	86
Figura 31. Distância mínima y_{min} para os condutores das fases com solo real.	87
Figura 32. Distância mínima y_{min} para os condutores das fases com solo real (zoom).	88
Figura 33. Distância mínima y_{min} para o cabo de guarda com solo real.	88
Figura 34. Distância mínima y_{min} para o cabo de guarda com solo real (zoom).	89

Figura 35. Variação da distância máxima y_{max} para os condutores das fases.....	90
Figura 36. Variação da distância máxima y_{max} para o cabo de guarda.	90
Figura 37. Resistência de aterramento vs sistemas de aterramentos e resistividade do solo....	91
Figura 38. Alimentador de distribuição AL-1.	95
Figura 39. Resistividade do solo na região do alimentador de distribuição AL-1.	96
Figura 40. Números de falhas por sobretensões induzidas (N_{ind}) em rede rural.....	99
Figura 41. Números de falhas por descargas diretas (N_{dir}) em rede rural.	99
Figura 42. Números de falhas totais (N_{Total}) em rede rural.....	99
Figura 43. Números de falhas por sobretensões induzidas (N_{ind}) em rede urbana.	101
Figura 44. Números de falhas por descargas diretas (N_{dir}) em rede urbana.	101
Figura 45. Números de falhas totais (N_{Total}) em rede urbana.	101
Figura 46. Investimentos em função do tipo de estrutura e aterramento (R\$/km).	103
Figura 47. Caso base do alimentador AL-1 (FERREIRA, 2013).	104
Figura 48. Diagrama unifilar do sistema de distribuição AL-1 reduzido de 4 barras.	105
Figura 49. Otimização do SAIFI* utilizando PLIM - Variáveis vs cenários.....	108
Figura 50. Alocação de estruturas-aterramentos pelo modelo PLIM - Cenário 3, restrição de investimento R\$152.166,40.	110
Figura 51. Função objetivo para cada combinação de estrutura-aterramento – Cenário 1. ...	113
Figura 52. Função objetivo para cada combinação de estrutura-aterramento – Cenário 2. ...	113
Figura 53. Função objetivo para cada combinação de estrutura-aterramento – Cenário 3. ...	114
Figura 54. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização dos indicadores de confiabilidade e investimento utilizando PLIMM - Cenário 2.	117
Figura 55. Otimização dos indicadores de confiabilidade e investimento utilizando PLIMM – Variáveis vs cenários.	118
Figura 56. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização dos indicadores de confiabilidade e investimento utilizando PLIMM com $\Gamma = 0,2$ – Cenário 1.....	125
Figura 57. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização dos indicadores de confiabilidade e investimento utilizando PLIMM com $\Gamma = 0,4$ – Cenário 4.....	125
Figura 58. Otimização dos indicadores de confiabilidade e investimento utilizando PLIMM – Variáveis vs cenários de casos teste.	127
Figura 59. Estruturas tipo normal: (a) sem blindagem; (b) com captor Franklin e (c) com cabo de guarda (distância $a=1m$).	152
Figura 60. Modelo de descargas diretas no alimentador com estrutura normal.	152
Figura 61. Modelo de descargas diretas no alimentador com captor Franklin.	153
Figura 62. Modelo de descargas diretas no alimentador com cabo de guarda.	153
Figura 63. Modelo de descargas indiretas no alimentador com estrutura normal.....	153
Figura 64. Modelo de descargas indiretas no alimentador com captor Franklin.....	153
Figura 65. Modelo de descargas indiretas no alimentador com cabo de guarda.	154
Figura 66. Janela de interação com o usuário modelo de INDUCE da fonte de corrente induzida segundo Rusck.	155
Figura 67. Código de programação na linguagem FORTRAN do modelo de fonte de corrente impulsiva para determinação de sobretensão induzida segundo o modelo de Rusck.	156
Figura 68. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização do indicador total de confiabilidade utilizando PLIM - Cenário 1.	157
Figura 69. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização do indicador total de confiabilidade do sistema utilizando PLIM - Cenário 2.	158
Figura 70. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização do indicador total de confiabilidade utilizando PLIM - Cenário 4.	158

Figura 71. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização do indicador total de confiabilidade utilizando PLIM - Cenário 5.	159
Figura 72. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização do indicador total de confiabilidade utilizando PLIM - Cenário 6.	160
Figura 73. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização dos indicadores de confiabilidade e investimento utilizando PLIMM - Cenário 1.	161
Figura 74. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização dos indicadores de confiabilidade e investimento utilizando PLIMM - Cenário 3.	161
Figura 75. Uso do modelo eletrogeométrico e modelo de Rusck para determinação de descarga de contorno no isolador por descarga direta ou sobretensão induzida. ..	163

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Indicador de confiabilidade global vs investimento – Em ordem crescente de custo de investimento.	106
Tabela 2. Resultados da otimização utilizando o modelo PLIM.	106
Tabela 3. Seleção de estruturas-aterramentos vs cenários na otimização do indicador de confiabilidade global utilizando PLIM.	109
Tabela 4. Combinações possíveis de estruturas-aterramentos vs indicadores de confiabilidade e investimento – Em ordem crescente de investimento.	111
Tabela 5. Resultados do modelo PLIMM para os 3 cenários.	112
Tabela 6. Estruturas-aterramentos vs indicadores de confiabilidade e investimento.	114
Tabela 7. Otimização dos indicadores de confiabilidade e investimento - Variáveis vs cenários.	116
Tabela 8. Seleção de estruturas-aterramentos vs cenários na otimização da confiabilidade e investimento utilizando PLIMM.	118
Tabela 9. Sistema de Proteção contra as Descargas Atmosféricas, Índices de Confiabilidade e Investimentos - Caso 1 (com $\Gamma = 0,2$) e Caso 2 (com $\Gamma = 0,4$).	120
Tabela 10. Índices de Confiabilidade e Investimentos - Teste do Caso 1 ($\Gamma = 0,2$).	121
Tabela 11. Índices de Confiabilidade e Investimentos - Teste do Caso 2 ($\Gamma = 0,4$).	122
Tabela 12. Seleção de estruturas-aterramentos.	123
Tabela 13. Impedâncias equivalentes de sequência do sistema de transmissão.	150
Tabela 14. Dados de impedância do transformador da subestação AL-1.	150
Tabela 15. Dados dos condutores.	150
Tabela 16. Dados das estruturas.	150
Tabela 17. Dados do isolador e haste de aterramento.	150
Tabela 18. Investimento dos alimentadores de distribuição.	150
Tabela 19. Dados das seções de linha do sistema teste.	151

LISTA DE ABREVIATURAS

ANEEL	Agência Nacional de Energia Elétrica
ATP	<i>Alternative Transient Program</i>
BT	Baixa Tensão
CEMIG	Companhia Energética de Minas Gerais S.A.
CPLEX	Solver Algoritmo Simplex com linguagem C++
CFO	<i>Critical Flashover Voltage</i> (Tensão crítica de contorno no isolador)
CIGRE	<i>Conseil International des Grands Réseaux Électriques</i>
DEC	Duração Equivalente de Interrupção por Unidade Consumidora
DPs	Dispositivos de Proteção
EMTP	<i>Electromagnetic Transient Program</i>
EPRI	<i>Electric Power Research Institute</i>
FEC	Frequência Equivalente de Interrupção por Unidade Consumidora
FO	Função Objetivo
GAMS	<i>General Algebraic Modeling System</i>
HEM	<i>Hybrid Electromagnetic Model</i>
IEEE	<i>Institute of Electrical and Electronics Engineers</i>
INPE	Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais
MAIFI _E	<i>Momentary Average Interruption Event Frequency Index</i>
MT	Média Tensão
NASA	<i>National Aeronautical and Space Administration</i>
NBI	Nível Básico de Isolamento
NEIM _i	Número de eventos de interrupção momentânea do <i>i</i> -ésimo consumidor
NEOS	<i>Network-Enabled Optimization System</i>
NIS _n	Número de interrupções sustentadas do <i>n</i> -ésimo consumidor
NLDN	<i>National Lightning Detection Network</i>
OTD	<i>Optical Transient Detector</i>
PLIM	Programação Linear Inteira Mista
PLIMM	Programação Linear Inteira Mista por Metas
PNLIM	Programação Não Linear Inteira Mista
PRODIST	Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional

QEE	Qualidade da Energia Elétrica
RINDAT	Rede Integrada Nacional de Detecção de Descargas Atmosféricas
<i>SAIDI</i>	<i>System Average Interruption Duration Index</i>
<i>SAIFI</i>	<i>System Average Interruption Frequency Index</i>
<i>SAIFI*</i>	Indicador de Confiabilidade Global (frequência média de interrupções sustentadas e momentâneas do sistema)
SDEE	Sistema de Distribuição de Energia Elétrica
SEP	Sistemas Elétricos de Potência
SIN	Sistema Interligado Nacional
SPDA	Sistema de Proteção contra Descargas Atmosféricas
TACS	<i>Transient Analysis of Control Systems</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

1h	aterramento de 1 haste
2h	aterramento de 2 hastes
A	área da malha
a	raio do eletrodo
a_{12}	distância entre o condutor 1 e o condutor 2
b	largura da estrutura ou distância máxima entre condutores
b_{12}	distância entre condutor 2 e a imagem do condutor 1 ou vice-versa
C	capacitância da rede
c	velocidade da luz do vácuo
CF	estrutura tipo normal com captor Franklin
CFO	tensão crítica de contorno do isolador
CG	estrutura do tipo normal com cabo de guarda
Cp	aterramento de contrapeso
Cruz	aterramento de cruz
$Custo_{ij}^{inicial}$	custo inicial da estrutura-aterramento j considerando a seção de alimentador i , para uma estrutura não protegida o custo é nulo
$Custo_{ij}^{modificado}$	custo de alocar e/ou modificar a estrutura-aterramento j na seção de linha i
$Custo_{investimento}$	custo de investimento da concessionária
$Custo_{investimento}^{Máx}$	máximo valor de investimento da concessionária
$Custo_{Total}$	custo total do investimento da concessionária
D	distância de separação entre o poste e o cabo de descida
g_1	meta para objetivo SAIFI
g_2	meta para objetivo MAIFI _E
g_3	meta para objetivo Investimento
h	altura do condutor em relação ao solo
H_c	altura média dos postes
$h_{Cabo\ descida}$	altura do cabo de descida
h_{eficaz}	altura eficaz do condutor considerando a condutividade do solo
i	indica a seção do alimentador
I	corrente da primeira descarga de retorno

I_0	também chamada de $I_{50\%}$, é a mediana dos valores de pico das correntes de descarga atmosférica cuja probabilidade é de 50%
I_{100}	magnitude da corrente de pico I_p
I_{30}, I_{50} e I_{90}	valores referentes a 30, 50 e 90% de I
I_p	pico da corrente da descarga
j	indica o tipo de estrutura-aterramento
k_s, τ_1 e τ_2	constantes de tempo que definem o tempo de subida da frente de onda e a taxa de queda
L_e	comprimento do eletrodo
l	comprimento do isolador ou cadeia de isoladores
L	indutância da rede
$MAIFI_{Eij}$	contribuição ao indicador de confiabilidade $MAIFI_E$ da seção de linha i e seções a jusante, referente à estrutura-aterramento j
$MAIFI_E^{Máx}$	máximo valor de $MAIFI_E$
Malha	aterramento de malha
n	fator de crescimento da corrente
N	número de descargas diretas sobre 100km de rede por ano
NC_{Fus_i}	número de consumidores a jusante do fusível situado a montante da seção de linha i
$NC_{Proteção_i}$	número de consumidores a jusante da proteção (reliador/fusível) situado a montante da seção de linha i . Considera-se o reliador no circuito principal e o fusível no ramal lateral
NC_{Rel_i}	número de consumidores a jusante do reliador situado a montante da seção de linha i
NC_{Total}	Número total de consumidores do alimentador
N_{dir}	número de descargas diretas
N_g	densidade de descargas para a terra
N_{Total}	número de descargas de contorno totais
$P(I_0 \geq I)$	probabilidade que a corrente mediana de pico da primeira descarga de retorno I_0 seja maior ou igual que I
$p(x)$	função densidade de probabilidade log-normal
r	raio do condutor
r_c	raio da base do poste
r_g	raio de atração da terra

R_g	resistência de aterramento
r_s	raio de atração do cabo
s	espaçamento entre hastes
$SAIFI_{ij}$	contribuição ao indicador de confiabilidade $SAIFI$ da seção de linha i e seções a jusante, referente à estrutura-aterramento j
$SAIFI_{ij}^*$	contribuição ao indicador de confiabilidade global $SAIFI^*$ da seção de linha i e seções a jusante, referente à estrutura-aterramento j
$SAIFI^{Máx}$	máximo valor de $SAIFI$
SB	estrutura tipo normal sem blindagem
$S_{f\ dir}$ e $S_{f\ esq}$	fator de blindagem para os lados direito e esquerdo da rede
S_f	fator de blindagem
t	tempo de ruptura
T_d	índice ceráunico
t_h	tempo de cauda, isto é, o intervalo de tempo entre o início da onda e 50% da corrente do pico na cauda
v	velocidade de retorno do raio (m/s), tipicamente $c/3$
v_0	velocidade de propagação da luz
V_{dir}	tensão da descarga atmosférica
V_{ind}	tensão induzida máxima
w_1, w_2 e w_3	fatores de normalização
x_{ij}	variável binária referente à estrutura-aterramento j localizada na seção de linha i
x_M	valor mediano do parâmetro x
y	distância perpendicular à linha e o local de impacto do raio na terra
Z_0	impedância de surto ou impedâncias característica do canal de descarga
Z_0^{Rede}	impedância de surto ou impedâncias característica da rede
Z_{11}, Z_{22} e Z_{33}	impedâncias próprias
Z_{12}, Z_{13} e Z_{23}	impedâncias mútuas
$Z_{Cabo\ descida}$	impedância do cabo de descida
Z_{Poste}	impedância do poste
β	relação v/v_0
γ	número de faltas permanentes
Γ	relação entre o número de faltas permanentes e o número total de faltas

γ_{ij}	número de faltas permanentes da seção de linha i referentes à estrutura-aterramento j que afeta as seções a jusante do fusível/reliador situado a montante da seção de linha i
δ_1	desvio de $SAIFI$ em relação à meta g_1
δ_2	desvio de $MAIFI_E$ em relação à meta g_2
δ_3	desvio de $Custo_{investimento}$ em relação à meta g_3
ϵ_0	permissividade elétrica do vácuo
η	fator de correção da corrente de pico
λ	número de faltas temporárias
λ_{ij}	número de faltas temporárias da seção de linha i referentes à estrutura-aterramento j que afeta as seções a jusante do religador situado a montante da seção de linha i
μ_0	permeabilidade magnética e permissividade do vácuo
ρ_{solo}	resistividade do solo
σ	condutividade do solo
$\sigma_{ln x}$	desvio padrão logarítmico (base e)
ω	frequência angular

1 INTRODUÇÃO

1.1 MOTIVAÇÃO E JUSTIFICATIVA

As subestações de distribuição são as responsáveis pelo fornecimento da energia elétrica aos consumidores finais de médio e pequeno porte, por meio de alimentadores de distribuição. As redes de distribuição são mais numerosas e possuem estrutura bastante complexa se comparadas às linhas de transmissão. Segundo um sistema elétrico típico pode ter a metade de seu capital aplicado nos circuitos de distribuição (ELGERD, 1978).

Os Sistemas de Distribuição de Energia Elétrica (SDEE) no Brasil estão distribuídos em grandes espaços territoriais. As características das redes de distribuição, assim como as da região onde se encontram inseridas, são de grande importância para os estudos de sensibilidade e contribuem significativamente para a formação dos seus índices de desempenho e indicadores de confiabilidade.

Por décadas, as concessionárias de energia elétrica do mundo inteiro têm trabalhado na melhoria da Qualidade da Energia Elétrica (QEE) fornecida aos seus consumidores (BOLLEN, 2000). Uma crescente preocupação destas empresas, e tema de grande interesse da sociedade, é a interação entre o fenômeno da descarga atmosférica e os SDEE. Procura-se, neste assunto, o desenvolvimento e melhoria do Sistema de Proteção contra Descargas Atmosféricas (SPDA) devido aos efeitos indesejados dos raios.

A QEE é quantificada em função da disponibilidade do fornecimento de energia e da forma de onda da tensão, que deve ser uma senoide, sem alterações na sua amplitude e frequência. Qualquer desvio das características desses parâmetros é considerado um problema da QEE (ANDERSON, 1982, BOLLEN, 2000).

Sobretensões de origem atmosférica são uma das principais causas de faltas e avarias em redes de distribuição de energia elétrica. Elas podem causar interrupções momentâneas ou permanentes (IEEE STD.1243, 1997; IEEE STD.1410, 2010). O cálculo deste tipo de sobretensão é realizado diante de muitas incertezas, dada a natureza aleatória do raio e o conhecimento impreciso dos seus principais parâmetros (MARTINEZ, 2002a).

A crescente preocupação por parte das concessionárias em melhorar o sistema de proteção, assim como os índices de QEE dos SEP ante a interação com as descargas atmosféricas, tornou estes assuntos um grande desafio no ambiente acadêmico.

Faltas no sistema elétrico, devido às descargas atmosféricas, produzem uma degradação dos indicadores da qualidade de serviço de distribuição de energia elétrica, definidos pelos

Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional (PRODIST) da Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL) (2012).

Os distúrbios da QEE causam a insatisfação dos consumidores e grandes perdas econômicas para as companhias elétricas e para a sociedade. Estima-se que as descargas atmosféricas produzem 70% dos desligamentos em linhas de transmissão e de 30% a 60% dos desligamentos em redes de distribuição (SILVA *et al.*, 2003a, 2003b).

Os indicadores *SAIFI* (*System Average Interruption Frequency Index*) e *SAIDI* (*System Average Interruption Duration Index*)¹ são utilizados pelas Concessionárias de Energia Elétrica e as Agências Reguladoras na avaliação da confiabilidade dos SDEE e no estabelecimento de limites de continuidade (IEEE STD.1366, 2012).

Esses indicadores são medidas do efeito das interrupções sustentadas sobre a confiabilidade do fornecimento de energia. Atualmente, com a propagação de cargas sensíveis, surge uma nova percepção do nível de confiabilidade. Por causa disso, as concessionárias procuram alternativas para reduzir o número de interrupções momentâneas que ocorrem em SDEE, resultando na crescente utilização do indicador *MAIFI_E* (*Momentary Average Interruption Event Frequency Index*) (IEEE STD.1366, 2012).

Diferentemente das linhas de transmissão, onde existe um projeto específico para cada linha, as redes de distribuição são construídas a partir de padrões pré-definidos (COELHO, 2010). Isso se explica pela enorme quantidade de redes de distribuição existente em uma concessionária típica, se comparada com a quantidade de linhas de transmissão ou subtransmissão. Ainda, não é comum a existência de especialistas em sobretensões no corpo técnico dos departamentos de construção de redes de distribuição, pois a urgência e o número de obras de distribuição requerem técnicos com um perfil generalista (COELHO, 2010).

As descargas atmosféricas diretas e indiretas geram ondas viajantes de tensão e de corrente que se propagam pelo SDEE devido ao fenômeno de condução e indução eletromagnética. Os alimentadores com maior nível de tensão possuem isoladores com maior suportabilidade dielétrica à incidência de descargas atmosféricas.

A sobretensão transitória que acontece em consequência de uma descarga atmosférica deve ser comparada com o Nível Básico de Isolamento (NBI) de cada um dos elementos que compõem o sistema de distribuição, para evitar falhas ou desligamentos indesejados. Quando a sobretensão é superior ao nível de isolamento, se produz o fenômeno de descarga de contorno

¹ No Brasil, os indicadores *SAIFI* e *SAIDI* são denominados *FEC* (Frequência Equivalente de Interrupção por Unidade Consumidora) e *DEC* (Duração Equivalente de Interrupção por Unidade Consumidora), respectivamente (ANEEL, 2012).

sobre os isoladores, podendo acontecer o desligamento do alimentador devido à atuação das proteções.

Em regiões com alta densidade de descargas atmosféricas, a principal prática de proteção para evitar que se sucedam falhas no SEP consiste na colocação de cabo de blindagem ou cabo de guarda sobre os condutores das fases (IEEE STD.1410, 2010). Algumas empresas distribuidoras colocam captor Franklin e/ou descarregador para-raios nos postes próximos, nos quais existem transformadores de distribuição. O cabo de blindagem e o captor Franklin são conectados eletricamente através das estruturas (metálicas) ou com cabo de descida (poste de madeira ou concreto) aos aterramentos elétricos. Desta forma, direcionam-se para o solo as correntes de eventuais descargas incidentes ou induzidas.

As descargas indiretas são o principal motivo de desligamentos em redes com tensão nominal inferior a 69kV, sendo que, para linhas com tensões de operação maiores, os efeitos destas descargas são menos sentidos (IEEE STD.1410, 2010).

Em linhas blindadas com cabos de guarda (linhas com tensão nominal superior a 69kV) a possibilidade de ocorrer desligamento por uma descarga nas proximidades da linha é significativamente reduzida. Linhas com classe de tensão inferior a 69kV, por sua vez, podem falhar devido a tensões induzidas geradas pelas descargas próximas à linha (D'AJUZ *et al.*, 1987). Essas tensões e correntes induzidas podem prejudicar equipamentos próprios do SEP e dispositivos conectados ao sistema, causando erros de operação e até mesmo destruição de equipamentos, bem como danos a seres humanos e animais (LIU *et al.*, 2001; TELLÓ *et al.*, 2007). Especificamente para linhas de 69kV, o emprego (ou não) desses cabos depende da filosofia adotada por cada concessionária de energia, sendo comuns as duas situações (VISACRO, 2005).

As descargas atmosféricas são analisadas a partir de medições e de dados colhidos dos transitórios gerados pela descarga no SEP ou através da utilização de metodologias de simulação. Nesse último caso, utilizam-se programas computacionais para estimar os valores transitórios de tensão e corrente, e assim simular as características destes fenômenos. Os resultados da simulação determinística podem ser combinados com dados estatísticos de descargas atmosféricas para, assim, determinar o número de ocorrências de falhas em linhas aéreas de transmissão e distribuição.

Diversos trabalhos analisaram os efeitos da variação de parâmetros do sistema, tais como: impedância impulsiva de aterramento, altura do poste, nível de isolamento, distância entre postes da linha e diferentes configurações em função do tipo de rede (urbana ou rural). Também foram focos de estudos aspectos referentes ao nível de proteção contra a ocorrência

de descargas de contorno, apontando medidas para melhorar o desempenho do sistema de proteção de redes de distribuição (MATSUURA *et al.*, 2008; ZHINA, 2008).

Em linhas de distribuição, as descargas atmosféricas diretas sempre produzem desligamentos, a menos que se utilizem descarregadores para-raios e aterramentos (IEEE STD.1410, 2010).

As descargas atmosféricas podem provocar desligamentos dependendo, entre outros, das características da:

- descarga (magnitude e frente de onda, e da severidade ou pendente máxima);
- linha (isolamento, blindagem, tipo de terreno e aterramento);
- ponto de impacto (postes, cabos de fases, cabos de guarda ou na terra).

Ambientes poluídos e isoladores sujos ou com fissuras internas diminuem significativamente o nível de isolamento das redes de distribuição. Assim, diante de um transitório de origem atmosférica, podem ser produzidas falhas de arco, ocasionando interrupções temporárias e/ou permanentes no fornecimento de energia elétrica, o que afeta os indicadores de confiabilidade (COELHO, 2010).

O projeto adequado de cabos de guarda evita a incidência de descargas atmosféricas diretas nos condutores das fases e também reduz as sobretensões induzidas causadas por descargas indiretas (VISACRO, 2005).

Em SDEE, as condições ambientais desfavoráveis, tais como a elevada resistividade do solo e resistência de aterramento elevada, proporcionam situações de sobretensões críticas que podem causar problemas e falhas com maior frequência. A taxa de desligamentos de uma linha de distribuição é fortemente dependente dos seguintes itens (IEEE STD.1410, 2010):

- nível de isolamento da linha;
- configuração geométrica dos cabos em conjunto com a estrutura;
- posição e quantidade de cabos de guarda;
- acoplamento entre diferentes condutores;
- geografia do terreno;
- características próprias das descargas atmosféricas.

Se os pontos acima descritos forem contornados, por meio de uma escolha adequada do conjunto (estrutura-aterramento), o sistema de proteção contra descargas atmosféricas (SPDA) tem potencial para exercer impacto positivo sobre a taxa de faltas e conseqüentemente sobre os indicadores de confiabilidade. O SPDA pode auxiliar na diminuição de grandes prejuízos para as concessionárias de energia elétrica, bem como da insatisfação por parte dos consumidores.

1.2 OBJETIVOS

O objetivo geral deste trabalho é o desenvolvimento de modelos matemáticos para a otimização dos indicadores de confiabilidade de sistemas de distribuição perante descargas atmosféricas. São propostos dois modelos matemáticos de otimização. O primeiro modelo matemático permite a otimização de um indicador de confiabilidade focado no consumidor, chamado de indicador de confiabilidade global definido pela frequência média de interrupções sustentadas e momentâneas (*SAIFI**). O segundo modelo matemático é uma melhoria do primeiro modelo e propõe atingir metas para os indicadores *SAIFI* e *MAIFI_E* e para o investimento.

Os objetivos específicos necessários para atingir o objetivo geral são:

- Desenvolver o modelo de Rusck de sobretensões induzidas por descargas indiretas e implementar no ATPDraw por meio da ferramenta TACS-MODELS;
- Quantificar a corrente crítica de cada tipo de estrutura e aterramento frente as descargas atmosféricas;
- Obter a taxa de faltas para cada tipo de estrutura-aterramento do alimentador a partir de simulações considerando as variáveis envolvidas nos estudos de descargas atmosféricas para cada um dos tipos de estrutura e aterramentos;
- Calcular os indicadores de confiabilidade do sistema para cada tipo de estrutura-aterramento;
- Desenvolver um modelo matemático para minimizar o indicador de confiabilidade global (*SAIFI**) tendo como restrição os recursos disponíveis;
- Desenvolver um modelo matemático para otimizar simultaneamente os indicadores de confiabilidade (*SAIFI* e *MAIFI_E*) e os recursos necessários.

1.3 CONTRIBUIÇÕES

Os dois modelos de otimização propostos fornecem um ganho significativo para as empresas distribuidoras de energia elétrica. Utilizando a metodologia apresentada, as empresas de distribuição de energia elétrica podem obter melhorias nos indicadores de confiabilidade das suas redes de distribuição.

O modelo de otimização do indicador de confiabilidade global permite obter a melhor configuração da proteção contra descargas atmosféricas, visando minimizar as interrupções para um consumidor sensível. Neste modelo, o foco está num consumidor sensível genérico,

tendo como restrição os recursos disponíveis para investimento por parte da empresa distribuidora.

O programa de transitórios eletromagnéticos ATPDraw carece de um modelo para as descargas atmosféricas indiretas que produzem sobretensões induzidas. Portanto, neste âmbito, como contribuição foi construído um modelo de sobretensões induzidas devido às descargas indiretas utilizando a linguagem TACS-MODELS do ATP-EMTP.

O estudo de caso mostra as condições em que as descargas atmosféricas, quando aplicadas nas redes elétricas de distribuição, podem ser danosas ou não. Concomitantemente, é analisada a influência da resistividade do solo no valor de resistência de aterramento para cada tipo de aterramento. Desta forma, os resultados obtidos proporcionam melhorias nos sistemas de proteção contra descargas atmosféricas (SPDA) e, potencialmente, reduzem a quantidade de falhas nos equipamentos elétricos, tanto das concessionárias como dos consumidores.

Analisando os vários estudos realizados, destacam-se as principais contribuições deste trabalho:

- determinação da corrente crítica de falha para as diversas combinações de estruturas e aterramentos do alimentador frente a descargas atmosféricas diretas e indiretas;
- proposta de um indicador de confiabilidade global (*SAIFI**) que representa melhor a confiabilidade do fornecimento para um consumidor sensível a interrupções de curta duração;
- proposta de dois modelos matemáticos para otimização do SPDA que consideram a topologia do alimentador e os recursos disponíveis.

Destaca-se que não se encontrou na bibliografia atual pesquisada uma metodologia que considere a corrente crítica de descarga e a alocação do SPDA com o objetivo de aprimorar os indicadores de confiabilidade do sistema e do consumidor. As contribuições detalhadas anteriormente resultaram em dois artigos publicados em periódicos com classificação A1 do Qualis Capes.

1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO

O trabalho está estruturado conforme descrito a seguir.

O Capítulo 1 é uma introdução contendo a motivação e justificativa do trabalho, sendo apresentados também os objetivos e as contribuições desta tese.

No Capítulo 2, são abordadas a fundamentação teórica, as definições básicas do mecanismo de ruptura do isolamento associado à descarga de contorno e a descarga de contorno reversa, a taxa de falhas como parâmetro de desempenho de alimentadores, os impactos devido às descargas diretas e descargas indiretas, os sistemas de blindagem e aterramento utilizados como sistema de proteção contra descargas atmosféricas, o equacionamento de cálculo de sobretensões causadas pelas descargas atmosféricas e a obtenção da taxa de faltas do alimentador, e os indicadores de confiabilidade.

No Capítulo 3, é abordado o estado da arte referente ao desempenho de linhas aéreas de distribuição frente a descargas atmosféricas. Na revisão bibliográfica do estado da arte é apresentada uma série de trabalhos sobre cálculo de taxa de faltas em alimentadores de distribuição e otimização dos indicadores de confiabilidade de SDEE frente a descargas atmosféricas.

O Capítulo 4 apresenta a descrição teórica da metodologia para a obtenção da corrente crítica de descarga e a taxa de faltas por descargas atmosféricas. Descreve-se a formulação dos modelos matemáticos propostos de otimização.

O Capítulo 5 versa sobre implementação da metodologia proposta, incluindo: modelagem e simulação das descargas atmosféricas diretas e induzidas, modelagem dos componentes do sistema, do mecanismo da descarga de contorno nos isoladores, modelagem de equivalentes de rede, estruturas e aterramentos. É apresentado o modelo de descarga atmosférica induzida implementado pelo autor no TACS-MODELS e os modelos completos do SDEE para cada um dos casos estudados, todos eles utilizando o programa ATPDraw. São apresentados os estudos para obtenção da corrente crítica de descarga e de sensibilidade dos resultados frente à variação de diversos parâmetros.

No Capítulo 6 são apresentados os estudos de caso e os resultados da utilização dos modelos matemáticos de otimização. Também se faz uma análise da influência da variação da taxa de faltas permanentes e temporárias nos resultados da otimização. Os modelos são validados através da simulação de um modelo reduzido. A seguir, os modelos de otimização são aplicados ao sistema de distribuição completo.

No Capítulo 7 são apresentadas as conclusões dos diferentes estudos realizados neste trabalho, resumindo os conhecimentos agregados durante o desenvolvimento do mesmo. Finalmente, apresentam-se também as sugestões para trabalhos futuros.

O Apêndice A apresenta uma lista dos trabalhos publicados em periódicos científicos e congressos nacionais e internacionais pelo autor durante a execução da tese.

O Apêndice B apresenta os dados do sistema teste, sendo este um alimentador real de uma localidade de Rio Grande do Sul, Brasil.

O Apêndice C apresenta o modelo de fonte de sobretensões induzidas modelado no ATPDraw por meio da ferramenta TACS-MODELS com seu código de programação na linguagem FORTRAM.

O Apêndice D apresenta resultados adicionais da otimização de diversos estudos de caso.

O Anexo A apresenta a teoria do modelo eletrogeométrico e sua formulação matemática para determinação de descarga de contorno no isolador por descargas diretas ou sobretensões induzidas por descargas indiretas.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 DESCARGAS ATMOSFÉRICAS

2.1.1 Introdução

O efeito das descargas atmosféricas em linhas de distribuição é mais crítico que em linhas de transmissão, devido ao seu nível de isolamento inferior (IEEE STD.1410, 2010). Os principais danos causados pelas descargas atmosféricas em linhas de distribuição afetam equipamentos do SEP como: transformadores de distribuição, fusíveis, disjuntores, religadores, chaves seccionadoras e isoladores. Adicionalmente, podem transferir impulsos à rede secundária devido à capacitância entre bobinas dos transformadores, afetando diversos equipamentos a jusante deste (YOKOYAMA, 1986; ERIKSSON, 1982; IEEE STD.1410, 2010). Os isoladores estão submetidos a uma combinação da tensão da frequência industrial e da sobretensão impulsiva do surto atmosférico.

Cabe mencionar algumas definições utilizadas neste texto.

Descarga de contorno: mecanismo de ruptura do isolamento associado à incidência de descargas atmosféricas diretas nas fases. A descarga de contorno dos isoladores ocorre quando a sobretensão resultante das fases para a estrutura supera o nível de isolamento dos isoladores, levando ao surgimento de arco elétrico.

Descargas atmosféricas diretas em linhas de distribuição sem cabo de guarda provocam o surgimento de descarga de contorno nos isoladores na grande maioria dos casos. Por exemplo, uma descarga da ordem de 10kA de magnitude em um sistema de distribuição típico poderia produzir uma sobretensão de cerca de 2MV, valor esse muito acima da Tensão Crítica de Contorno, denominada *Critical Impulse Flashover Voltage* (CFO), do isolador de linhas aéreas de até 69kV (IEEE STD.1243, 1997; IEEE STD.1410, 2010). Portanto, ocorre o rompimento do isolamento com o estabelecimento de um arco elétrico (superficial ou volumétrico) no contorno dos isoladores que suportam as fases (VISACRO, 2005).

Descarga de contorno reversa: mecanismo de ruptura do isolamento associado a descargas atmosféricas que impactam no cabo de guarda ou no poste, produzindo uma elevação de potencial na estrutura, que resulta em tensão para a fase que supera o nível de isolamento dos isoladores, caracterizado pelo surgimento de arco elétrico.

Nos parágrafos seguintes, são apresentados os mecanismos envolvidos no estabelecimento da sobretensão nos isoladores da linha devido à incidência de descarga nos

cabos das fases e cabo de blindagem. Explanações mais detalhadas podem ser apreciadas nas referências (AIEE COMMITTEE REPORT, 1950; AIEE COMMITTEE REPORT, 1956; IEEE STD.1243, 1997; SOARES, JR. A.; SCHROEDER M. A. O.; VISACRO, 2005; IEEE STD.1410, 2010).

A Figura 1 ilustra os possíveis locais de incidência das descargas atmosféricas em linhas de distribuição. Estes locais são os condutores de fase (a) e (b), o condutor de neutro ou cabo de guarda, em caso de existir (c), ou a terra no caso de descargas indiretas que não incidem diretamente a linha (d), mas geram campo eletromagnético muito intenso nas suas proximidades, induzindo sobretensões na linha.

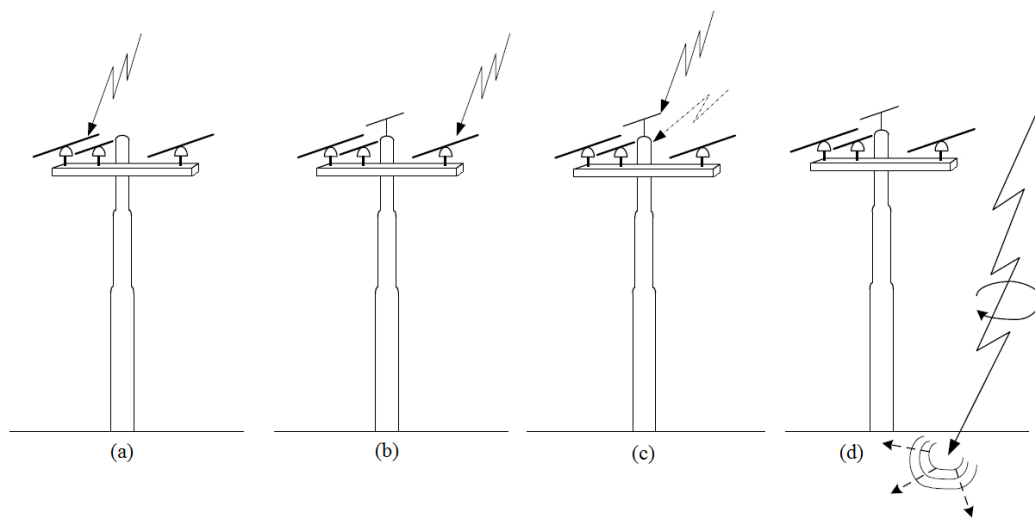


Figura 1. Locais de incidência de uma descarga atmosférica: sobre condutor de fase, (a) estrutura sem blindagem e (b) estrutura com blindagem, (c) sobre o cabo de guarda, (d) na terra.

2.1.2 Parâmetros das Descargas Atmosféricas

Em sistemas de distribuição de energia elétrica é de fundamental importância o conhecimento das características e da frequência de ocorrência das descargas atmosféricas para o desenvolvimento de projetos de SPDA.

Os principais parâmetros utilizados no dimensionamento dos elementos que compõem o SPDA são a densidade de descargas e o valor de pico da corrente de retorno (IEEE STD.1410, 2010). Tais parâmetros influenciam significativamente no balanço entre a severidade da solicitação e a suportabilidade dielétrica dos equipamentos da rede, tal balanço determina a ocorrência ou não de falha, sendo de fundamental importância para o dimensionamento de proteções do SDEE (CHOWDHURI, 2001).

2.1.2.1 Densidade de Descargas

O número de desligamentos das redes de distribuição é diretamente proporcional à frequência de ocorrência de descargas atmosféricas na região (IEEE STD.1410, 2010). O parâmetro que quantifica essa frequência é a densidade de descargas, usualmente representada pelo índice N_g . Este índice representa o número médio de descargas nuvem-solo, por quilômetro quadrado, por ano.

O trabalho elaborado pela NASA, a partir de informações obtidas dos satélites pelo Sensor de Imagens de Descargas Atmosféricas do inglês *Lightning Imaging Sensor* (LIS) e pelo Detector de Transitórios Óticos, do inglês *Optical Transient Detector* (OTD), considera a ação global das descargas, ou seja, tanto as descargas nuvem-terra quanto as intra-nuvem e entre nuvens. Este trabalho subsidiou o projeto do Sensor de Mapeamento de Descargas Atmosféricas, do inglês *Lightning Mapping Sensor* (LMS) (BOCCIPPIO; CHRISTIAN, 1998; CHRISTIAN *et al.*, 1999).

O mapa da Figura 2 apresenta os valores médios de densidade de descargas para a terra (raios/km²/ano), obtidos a partir do trabalho da NASA.

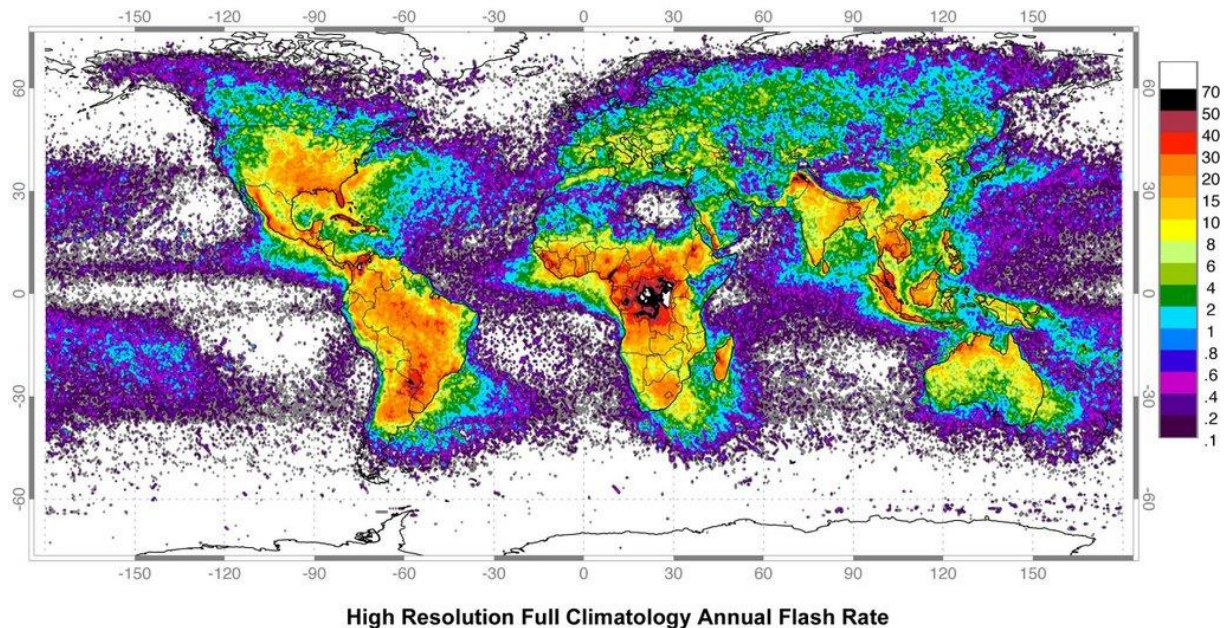


Figura 2. Densidade de descargas (raios/km²/ano) (NASA, 2014).

No Brasil, as estimativas indicam que cerca de 100 milhões de descargas nuvem-solo ocorrem todo ano, de acordo com o Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais (INPE, 2010), e a Rede Integrada Nacional de Detecção de Descargas Atmosféricas (RINDAT, 2014). A Figura 3 apresenta um mapa com valores médios de densidade de descargas atmosféricas nuvem-terra N_g (raios/km²/ano) para o Brasil.

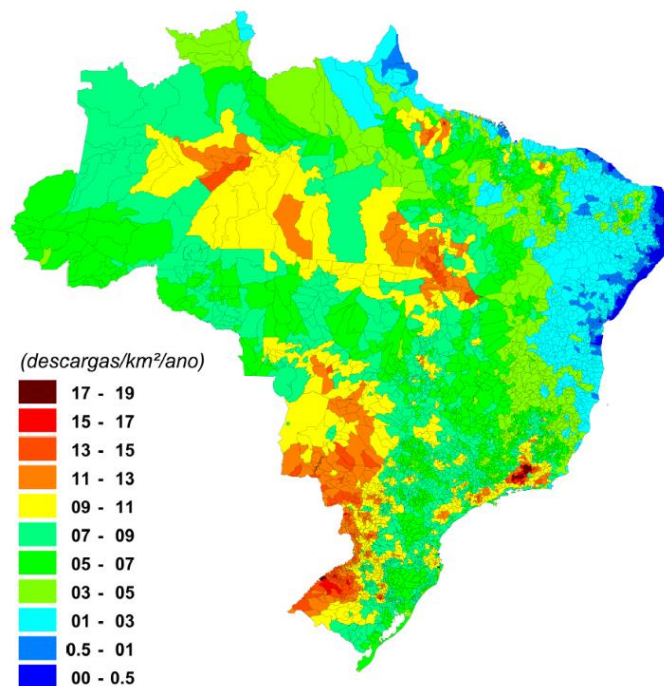


Figura 3. Densidade de descargas no Brasil (raios/km²/ano) (INPE, 2010).

O parâmetro mais utilizado para indicação de frequência de tempestades de uma determinada região é o chamado índice ceráunico local, usualmente representado por T_d . Esse parâmetro indica os dias de trovoadas por ano, sendo obtido através de estatística de dados acumulados por longos períodos de observação para cada região (VISACRO, 2005).

Em todo o mundo, é comum a disponibilidade de mapas nos quais estão dispostas as curvas isoceráunicas regionais. Existe uma relação entre os índices de densidades de tempestades T_d e de densidades de descargas do local N_g (descargas/km²/ano). É usual estabelecer uma relação entre estes indicadores para uma determinada macrorregião, a partir de valores médios obtidos das estatísticas acumuladas (VISACRO, 2005). Para isso, diversas equações são recomendadas, dependendo da região em questão. Para a região Sul do Brasil, sugere-se a equação (2.1) (ANDERSON *et al*, 1984; IEEE STD.1243, 1997; CHOWDHURI, 2001), recomendada na norma NBR 5419 (ABNT, 2001). O ideal seria que fosse estabelecida uma relação mais confiável, aplicável a cada microrregião, a partir de avaliações locais (IEEE STD.1410, 2010). Observa-se que a expressão (2.1), correspondente a África do Sul, pode apresentar grandes erros em áreas tropicais, o que exige a utilização de expressões alternativas, como a equação (2.2) dada pela CEMIG, muito utilizada no Brasil (CIGRE WG C4.01, 2003).

$$N_g = 0,04T_d^{1,25} \quad (2.1)$$

$$N_{g(Brasil)} = 0,030T_d^{1,12} \quad (2.2)$$

Onde:

T_d é o índice ceráunico (dias de tormentas/ano);

N_g é a densidade de descargas (descargas/km²/ano).

O mapa (INPE, 2010) da Figura 3, indica que a região de Guarulhos em São Paulo e a região das Missões, no estado do Rio Grande do Sul são as mais críticas do território nacional, apresentando um valor de densidade de descargas médio próximo de $N_g = 10$ (descargas/km²/ano). Portanto, neste trabalho é adotado esse valor de N_g .

2.1.2.2 Caracterização da Corrente de Retorno

A forma de onda e amplitude da corrente da descarga é influenciada por fatores aleatórios, tais como: localização geográfica, condições geológicas, climáticas e duração do evento. Deste modo, é importante a escolha de um modelo matemático fiel à forma de onda real, para que os resultados obtidos sejam os mais fidedignos possíveis. Existem diversos modelos propostos para representar a corrente de descarga, entre eles o modelo de função dupla exponencial (JIA; XIAOQING, 2006), o modelo de Jones (1977), o modelo de Gardner (1985) e a função de Heidler (1985; 1999).

O pesquisador alemão Heidler, tentando suprir as deficiências da onda dupla exponencial, propôs uma função analítica capaz de representar melhor as curvas médias ou medianas de corrente de descarga constituídas a partir de dados de medição direta de torres instrumentadas (HEIDLER, 1985; HEIDLER; CVETIC; STANIC, 1999; NUCCI, 2000a). A curva, chamada de Função de Heidler, tem sido muito adotada, sobretudo nas simulações para avaliação dos efeitos gerados pelo fluxo da corrente de retorno. A curva contempla a natureza côncava nos seus instantes iniciais e o decaimento de sua amplitude após a ocorrência do pico similar àqueles das curvas medianas. A curva de Heidler é representada pela equação (2.3):

$$i(t) = \frac{I_p k_s^n}{\eta(1 + k_s^n)} e^{-\frac{t}{\tau_2}} \quad (2.3)$$

Onde:

I_p é o pico da corrente da descarga (kA);

η é o fator de correção da corrente de pico;

$k_s = t/\tau_1$, τ_1 e τ_2 são as constantes de tempo que definem o tempo de subida da frente de onda e a taxa de queda, respectivamente, e;

n é o fator de crescimento da corrente.

Normalmente, as ondas de descargas subsequentes possuem um único pico, sendo a onda média bem similar à onda original. Nesse caso, a curva Heidler é capaz de representar muito bem a onda original de corrente (VISACRO, 2005).

A Figura 4 (IEEE STD.1410, 2010) indica os parâmetros da curva de corrente de uma descarga atmosférica segundo a forma de onda da corrente obtida pela função tipo Heidler. Assim como as descargas, esses parâmetros têm natureza aleatória, e podem ser também alterados de forma aleatória, o que representa o comportamento estocástico de uma descarga atmosférica. Atribui-se a construção desta curva a Berger (1975) e seu trabalho com dados coletados no monte San Salvatore, na Suíça (CUMMINS, 1998). Resultados similares foram obtidos e realizados no Morro do Cachimbo, em Minas Gerais, Brasil (VISACRO, 2004b; 2004c).

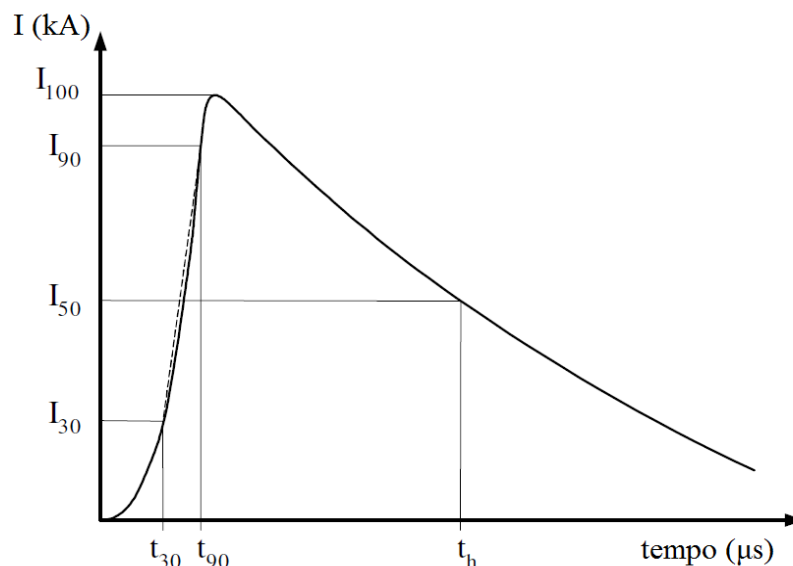


Figura 4. Forma de onda da corrente obtida pela função de Heidler (Adaptada de IEEE STD.1410, 2010).

Onde os valores indicados na Figura 4 significam:

I_{100} é a magnitude da corrente de pico I_p ;

I_{30} , I_{50} e I_{90} são os valores referentes a 30, 50 e 90% de I_p ;

t_f é o tempo de subida definido como $t_f = 1,67 (t_{90} - t_{30})$;

$t_{90} - t_{30}$ é o intervalo de tempo entre os valores de corrente I_{30} e I_{90} ;

t_h é o tempo de cauda, isto é, o intervalo de tempo entre o início da onda e 50% da corrente do pico na cauda.

Os dados de descargas atmosféricas são obtidos a partir de correntes medidas em torres instrumentadas que consistem na forma mais precisa de caracterização dos seus parâmetros.

2.1.2.3 Análise Estatística da Corrente de Retorno

No estudo de desempenho de linhas frente a descargas atmosféricas são utilizadas curvas de probabilidade acumulada de ocorrência de parâmetros de primeiras descargas e subsequentes, considerando diferentes bases de dados.

Particularmente, interessam as distribuições estatísticas do valor de pico da frente de onda da corrente e da tensão (CIGRE WG 33.01, 1991; IEEE STD.1243, 1997; BOCCIPPIO, CHRISTIAN, 1998; CHRISTIAN *et al.*, 1999).

Segundo o CIGRE WG 33.01 (1991), a variação estatística dos parâmetros das descargas atmosféricas comporta-se aproximadamente como uma distribuição log-normal (ANDERSON, 1982; IEEE STD.1243, 1997; CHOWDHURI, 2001; IEEE TF, 2005), com uma função densidade de probabilidade $p(x)$ de acordo com a equação (2.4):

$$p(x) = \frac{1}{\sigma_{\ln x} x \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{\ln(x) - \ln(x_M)}{\sigma_{\ln x}} \right)^2} \quad (2.4)$$

Onde:

x é um parâmetro qualquer;

$p(x)$ é a função densidade de probabilidade log-normal;

x_M é o valor mediano do parâmetro x ;

$\sigma_{\ln x}$ é o desvio padrão logarítmico (base e).

Assim, substituindo-se x por i , a probabilidade de uma corrente de descarga exceder um determinado valor I é obtida pela integral de $p(i)$, com i variando de I a ∞ .

A corrente da primeira descarga de retorno é definida pela sua forma e parâmetros característicos. O valor da amplitude da corrente segue uma lei de probabilidade dada pela probabilidade cumulativa da corrente, como mostrado em (2.5). Segundo (ANDERSON; ERIKSSON, 1980; IEEE STD.1410, 2010), a probabilidade cumulativa da corrente pode ser calculada aproximadamente por:

$$P(I_0 \geq I) = \frac{1}{1 + \left(\frac{I}{I_0} \right)^x} \quad (2.5)$$

Onde:

I é a corrente da primeira descarga de retorno (kA);

x é o expoente (2 segundo Popolansky e 2,6 segundo Anderson-Eriksson);

I_0 , também chamada de $I_{50\%}$, é a mediana dos valores de pico das correntes de descarga atmosférica cuja probabilidade é de 50% (25kA segundo Popolansky, e 31kA segundo Anderson-Eriksson);

$P(I_0 \geq I)$ é a probabilidade de que a corrente mediana de pico da primeira descarga de retorno I_0 seja maior ou igual que I em kA. Sua aplicabilidade é condicionada a valores inferiores a 200kA.

A probabilidade da corrente de primeira descarga de retorno adotada neste trabalho está de acordo com a expressão (2.6) de Anderson-Eriksson (1980):

$$P(I_0 \geq I) = \frac{1}{1 + \left(\frac{I}{31}\right)^{2,6}} \quad (2.6)$$

Considerando a base de dados de Berger (1975) e CIGRE WG 33.01 (1991), para a corrente da primeira descarga de retorno com valores de pico medianos de 31,1kA, temos que a derivada máxima é de 24,3kA/ μ s e a frequência é 124kHz (IEEE STD.1410; 2010). Destaca-se que neste trabalho não foi considerada a corrente subsequente da descarga de retorno nem suas multiplicidades.

A probabilidade que a corrente da primeira descarga de retorno I_0 seja maior que I , ou seja, $P(I_0 \geq I)$ apresentada em (2.6) e a probabilidade acumulada $1 - P(I_0 \geq I)$ são representadas na Figura 5.

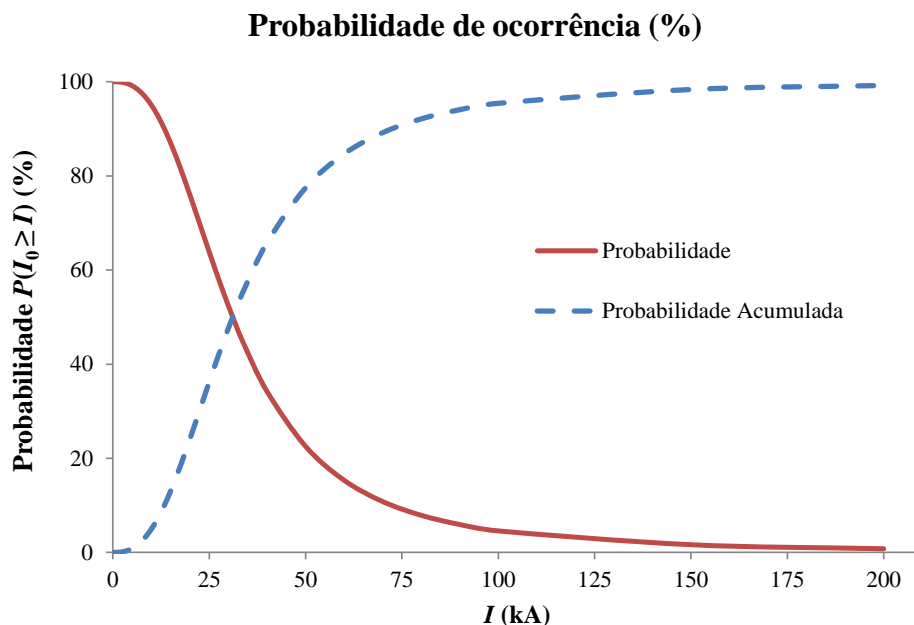


Figura 5. Função distribuição de probabilidade e probabilidade acumulada da primeira descarga de retorno.

2.2 CÁLCULO DAS SOBRETENSÕES (CÁLCULO DO DESEMPENHO DE ALIMENTADORES)

As sobretensões devidas a descargas atmosféricas em uma linha aérea de distribuição exercem fundamental importância no estudo de descargas disruptivas de contorno e descargas disruptivas de contorno reverso, sendo necessário avaliar o comportamento (desempenho) de uma linha frente a esse tipo de perturbação.

A seguir, são apresentadas as equações necessárias para modelar cada um dos componentes utilizados para o cálculo das sobretensões em consequência de descargas atmosféricas.

2.2.1 Impedância de Surto dos Condutores e Cabo de Guarda

A impedância característica de uma rede de um único condutor pode ser calculada usando a equação (2.7). Esta impedância é chamada de impedância de surto do condutor Z_0^{Rede} (SADIKU, 2001). A equação (2.7) mostra esta impedância considerando uma linha sem perdas, onde a resistência série R e a condutância paralela G são desprezíveis. Considerando-se a permeabilidade e permissividade relativas para o ar, iguais a 1 (um), para um solo com resistividade desprezível as indutâncias e capacitâncias são calculadas de acordo com (2.8) e (2.9) (STEVENSON JR, 1978).

$$Z_0^{Rede} = \sqrt{\frac{R + j\omega L}{G + j\omega C}} = \sqrt{\frac{L}{C}} \quad (2.7)$$

$$L = 2 \times 10^{-7} \ln\left(\frac{2h}{r}\right) \quad (2.8)$$

$$C = \frac{10^{-9}}{18 \ln\left(\frac{2h}{r}\right)} \quad (2.9)$$

Onde:

Z_0^{Rede} é a impedância de surto ou impedância característica da rede (Ω);

ω é a frequência angular (rad/s);

L é a indutância da rede (H);

C é a capacitância da rede (F);

h é a altura média do condutor ao nível do solo (m);

r é o raio do condutor (m).

Substituindo as equações (2.8) e (2.9) em (2.7), obtêm-se as impedâncias de surto para uma linha aérea de um condutor (2.10) e três condutores (2.11), respectivamente (IEEE STD.1410; 2010).

$$Z_{0(1\text{ condutor})} = 60 \ln \left(\frac{2h}{r} \right) \quad (2.10)$$

$$Z_{0(3\text{ condutores})} = \frac{1}{9} (Z_{11} + Z_{22} + Z_{33} + 2(Z_{12} + Z_{13} + Z_{23})) \quad (2.11)$$

$$Z_{12} = Z_{21} = 60 \ln \left(\frac{b_{12}}{a_{12}} \right) \quad (2.12)$$

Onde:

$Z_{0(1\text{ condutor})}$ é a impedância característica de uma rede de um único condutor (Ω);
 $Z_{0(3\text{ condutores})}$ é a impedância característica de uma rede de três condutores (Ω);
 Z_{11} , Z_{22} e Z_{33} são as impedâncias próprias (Ω), obtidas com o uso de (2.10);
 Z_{12} , Z_{13} e Z_{23} são as impedâncias mútuas (Ω), calculadas da equação (2.12);
 a_{12} é a distância entre o condutor 1 e o condutor 2 (m);
 b_{12} é a distância entre condutor 2 e a imagem do condutor 1 ou vice-versa (m), como ilustra a Figura 6. Analogamente as demais constantes podem ser calculadas para o terceiro condutor.

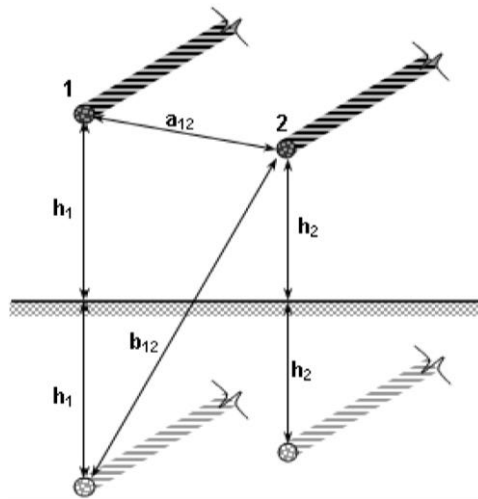


Figura 6. Rede de dois condutores e respectiva imagem do solo (COELHO, 2010).

2.2.2 Efeitos do Solo Imperfeito em Alta Frequência

O efeito da condutividade finita do solo (terra) na impedância característica pode ser modelado com uma precisão aceitável em cálculos de descargas atmosféricas, substituindo a

altura real da linha h na equação (2.10) com um valor de altura eficaz h_{eficaz} (DARVENIZA, 2007; IEEE STD.1410, 2010), dada pela seguinte equação:

$$h_{eficaz} = h + \frac{4,7}{\sqrt{\sigma}} \quad (2.13)$$

Onde:

h_{eficaz} é a altura eficaz do condutor considerando a condutividade do solo (m);

h é a altura do condutor em relação ao solo (m);

σ é a condutividade do solo (mS/m).

Reescrevendo a equação (2.10), com altura eficaz, tem-se a equação seguinte:

$$Z_0 = 60 \ln \left(\frac{2h_{eficaz}}{r} \right) \quad (2.14)$$

2.2.3 Modelo dos Postes

Para análise de descargas atmosféricas, os postes são representados por impedâncias conectadas em série com a impedância de aterramento para postes metálicos e, no caso de postes de madeira, as impedâncias são conectadas em paralelo com a impedância do cabo de descida até o respectivo aterramento. Neste trabalho, as impedâncias dos postes são calculadas de acordo com (2.15), onde seus parâmetros são dependentes das características geométricas, onde os postes são representados por um cilindro (AMETANI *et al.*, 1994), este modelo é utilizado em sistemas de distribuição nos quais o nível de isolamento é baixo e o tipo de material não é considerado na formulação (IEEE, 1996; DUDURYCH *et al.*, 2003; IEEE, 2005).

$$Z_{Poste} = 60 \ln \left(2 \cdot \sqrt{2} \frac{H_c}{r_c} \right) - 60 \quad (2.15)$$

Onde:

Z_{Poste} é a impedância do poste (Ω);

H_c é a altura média dos postes (m);

r_c é o raio da base do cilindro do poste (m).

2.2.4 Modelo dos Cabos de Descida

Uma boa aproximação para a impedância de surto de um cabo de descida, que vincula o cabo de guarda ou haste Franklin com o aterramento, é dada pela equação (2.16) segundo

Mozumi *et. al* (2001), cujos parâmetros são baseados naqueles do padrão CEEE-D, como apresentado na Tabela 15, do Apêndice B.

$$Z_{Cabo\ descida} = 60 \ln \left(\frac{h_{Cabo\ descida}}{e^r} \right) - (0,096r_c + 13,95) \ln \left(1 + \frac{r_c}{D} \right) \quad (2.16)$$

Onde:

$Z_{Cabo\ descida}$ é a impedância do cabo de descida (Ω);

$h_{Cabo\ descida}$ é o comprimento do cabo de descida (mm);

r é o raio do cabo de descida (mm);

e é a base do logaritmo natural;

r_c é o raio da base do poste (mm);

D é a distância de separação entre o poste e o cabo de descida (mm).

2.2.5 Modelo dos Aterramentos

No caso do dimensionamento eficiente do aterramento, ao incidir uma descarga no cabo de blindagem, uma onda de corrente se propaga para cada lado até alcançar uma estrutura aterrada, dividindo-se uma porção da corrente na direção do solo e outra porção menor continua pelos cabos de blindagem. Assim, a redução da amplitude da sobretensão resultante no topo é mais pronunciada quanto menor for a impedância de aterramento. Tais critérios asseguram uma amplitude elevada da onda de reflexão no aterramento e, que reduz a tensão resultante no topo da estrutura e nos isoladores. Em algumas condições desfavoráveis de solo, não é possível obter estes valores reduzidos de impedância de aterramento (TELLÓ, 2007). Portanto, nesses casos, devem ser adotadas práticas especiais de aterramentos e a instalação de dispositivos para-raios para evitar desligamentos da linha.

Métodos simplificados caracterizam-se por permitir a obtenção, aproximada, do desempenho dos sistemas de aterramento empregando um número reduzido de equações. Dentro destes métodos destacam-se as formulações analíticas como as apresentadas na IEEE STD.142 (2007) e na IEEE STD.80 (1986; 2000), que tratam do dimensionamento do aterramento.

A seguir, são apresentadas algumas simplificações que podem ser feitas no modelo dos sistemas de aterramento. Uma aproximação da impedância de surto pode ser feita em termos da resistência estática de aterramento R_g . No caso de uma única haste, R_g pode ser calculada usando a formulação de Dwight (1936) dada pela equação (2.17), para aterramentos de 2 hastes

usa-se a equação (2.18), para aterramentos tipo contrapeso, a equação (2.19), e para aterramentos tipo cruz, a equação (2.20) segundo IEEE STD.142 (2007). O equacionamento matemático para aterramentos tipo malha, apresentado por Lauren (1951) na equação (2.21), refere-se a eletrodos quadrados, retangulares ou com outras geometrias que possam ser definidas por uma área equivalente e, se for o caso, por um comprimento de condutor correspondente (TELLÓ, 2007). Pode também ser utilizado para placas quadradas, retangulares ou com outras geometrias, nas quais desconsidera-se o último termo de (2.21), que representa o comprimento do eletrodo L_e (ou seja, $L_e \rightarrow \infty$).

$$R_g = \frac{\rho_{solo}}{2\pi L_e} \left[\ln \left(\frac{4L_e}{a} \right) - 1 \right] \quad (2.17)$$

$$R_g = \frac{\rho_{solo}}{2\pi L_e} \left(\ln \frac{4L_e}{a} - 1 \right) + \frac{\rho}{2\pi s} \left(1 - \ln \frac{L_e^2}{3s^8} + \frac{2L_e^4}{5s^4} \dots \right) \quad (2.18)$$

$$R_g = \frac{\rho_{solo}}{4\pi L_e} \left(\ln \frac{4L_e}{a} + \ln \frac{4L_e}{s} - 2 + \frac{s}{2L_e} - \frac{s^2}{16L_e^2} \dots \right) \quad (2.19)$$

$$R_g = \frac{\rho_{solo}}{8\pi L_e} \left(\ln \frac{2L_e}{a} + 2,912 - 1,071 \frac{s}{L_e} + 0,645 \frac{s^3}{L_e^8} \dots \right) \quad (2.20)$$

$$R_g = 0,443 \frac{\rho_{solo}}{\sqrt{A}} + \frac{\rho_{solo}}{L_e} \quad (2.21)$$

Onde:

ρ_{solo} é resistividade do solo (Ωm);

L_e é o comprimento do eletrodo (m);

a é o raio do eletrodo (m);

s é o espaçamento entre hastes (m);

A é a área da malha (m^2).

A análise conduzida anteriormente fornece uma aproximação do que ocorre em sistemas de aterramento reais, os quais devem ser avaliados através do cálculo da resistência de aterramento do eletrodo. A Figura 7 apresenta os diversos sistemas de aterramento descritos acima. Para o desenho dos aterramentos se tem presente os comprimentos $L=2,7\text{m}$ e $s=3\text{m}$.

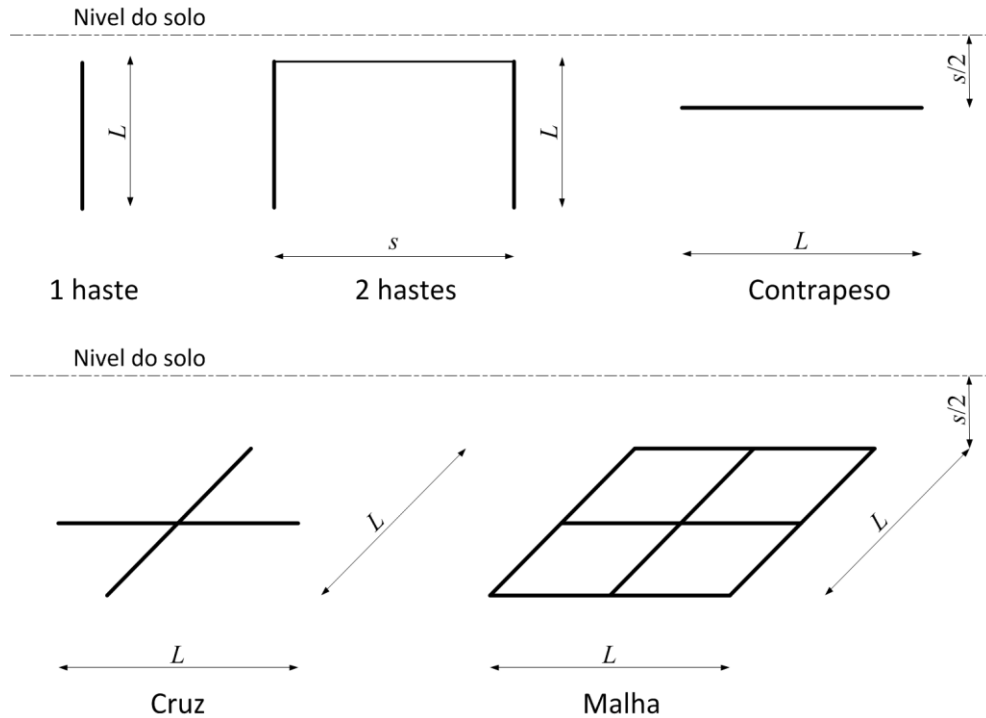


Figura 7. Topologias de aterramentos típicos de sistemas de distribuição.

2.2.6 Corrente Mínima para Ocorrer Descarga de Contorno

Para determinar a corrente mínima que produz a descarga de contorno, é necessário conhecer o valor da tensão crítica de contorno do isolador CFO e a impedância de surto do condutor de fase da rede Z_0^{Rede} . A tensão crítica de contorno do isolador CFO é dada por:

$$CFO = 0,4l + \frac{0,7l}{t^{0,75}} \quad (2.22)$$

Onde:

CFO é a tensão crítica de contorno do isolador (kV);

l é o comprimento do isolador ou cadeia de isoladores (m);

t é o tempo de ruptura (μ s).

Em (ANDERSON, 1982), especifica-se o cálculo de V_{CFO} para os tempos de 2μ s e 6μ s, e usa-se esse último tempo para obter a corrente mínima I_{min} ou corrente crítica $I_{critica}$ que produz a descarga de contorno dada pela seguinte equação:

$$I_{min} = \frac{2V_{CFO(6\mu s)}}{Z_0^{Rede}} \quad (2.23)$$

2.2.7 Efeitos das Descargas Atmosféricas Diretas

Uma descarga direta em um alimentador aéreo de distribuição pode ser representada por um modelo matemático relativamente simples: uma fonte de corrente que se divide nas duas direções da linha, dando origem a uma tensão (IEEE STD.1410, 2010):

$$V_{dir} = \frac{Z_0^{Rede}}{2} I \quad (2.24)$$

Onde:

V_{dir} é a tensão da descarga atmosférica direta (kV);

Z_0^{Rede} é a impedância de surto da rede (Ω);

I é a corrente da descarga injetada na rede (kA).

Admite-se que ocorrerá descarga de contorno no isolamento de uma estrutura do SDEE sempre que a tensão máxima $V_{Máx}$ satisfazer a seguinte equação (IEEE STD.1410, 2010):

$$V_{Máx} \geq 1,5 CFO \quad (2.25)$$

Onde $V_{Máx}$ é a tensão máxima e está relacionada ao CFO das estruturas suporte das redes (kV).

O fator 1,5 é uma aproximação que representa a curva de isolamento (volt-tempo). Essa aproximação também é utilizada para cálculos de tensão induzida em cabos. Estas tensões são assumidas de modo a ter formas de onda de duração muito mais curta do que a onda padrão de teste 1,2/50 μ s (IEEE STD.1410, 2010).

O conceito de nível de isolamento está relacionado à suportabilidade dielétrica do isolador das estruturas das redes frente às tensões impulsivas de descargas atmosféricas. O Nível Básico de Isolamento (NBI) é o valor de pico da tensão, expresse em kV (onda 1,2/50 μ s), suportável pelo isolamento em 90% das aplicações. O CFO, também conhecido por $V_{50\%}$, corresponde ao valor de pico de uma tensão em kV, (onda 1,2/50 μ s), que em 50% das aplicações provoca uma descarga de contorno no isolamento. Substituindo-se a equação (2.23) pela (2.24) tem-se:

$$\frac{Z_0^{Rede}}{2} I \geq 1,5 CFO \quad \therefore \quad I \geq \frac{3 CFO}{Z_0^{Rede}} \quad (2.26)$$

Considerando-se valores de CFO de 180kV e Z_0^{Rede} de 400 Ω (valores típicos para SDEE), conclui-se que, quando o valor de pico da corrente da descarga direta ultrapassar $I_{crítica} = 1,35$ kA, ocorrerá uma descarga de contorno no isolador. A aplicação deste valor na

equação (2.4) ou na equação (2.6), com valores de x_M e $\sigma_{\ln x}$ para a primeira descarga de retorno, resulta numa probabilidade igual a $p(x)=0,9997$, de onde se conclui que praticamente em 100% dos casos, descargas diretas provocam descarga de contorno disruptiva no isolamento em redes de distribuição (COELHO, 2010).

Para a estimativa do número de descargas de contorno no isolador por incidência direta de raios sobre uma rede aérea em campo aberto, utiliza-se neste trabalho a equação (2.27), a qual foi obtida em função das distâncias de atração e probabilidade de ocorrência das amplitudes das correntes de descargas (ERIKSSON, 1987a; IEEE STD.1410, 2010).

$$N = N_g \left(\frac{28h_{eficaz}^{0,6} + b}{10} \right) P(I_0 \geq I) \quad (2.27)$$

Onde:

N é o número de descargas diretas sobre 100km de rede por ano (falhas/100km/ano);

N_g é a densidade de descargas para a terra (raios/km²/ano);

b é a largura da estrutura ou distância máxima entre condutores (m);

h_{eficaz} é a altura eficaz ou altura máxima da estrutura (m);

$P(I_0 \geq I)$ é a probabilidade da corrente da primeira descarga de retorno.

A exposição da linha de distribuição frente a descargas atmosféricas depende da quantidade de estruturas adjacentes que sobressaem acima do terreno circundante. As árvores e os edifícios também podem ter um papel importante no desempenho de linhas de distribuição, pois podem interceptar muitas descargas atmosféricas que, poderiam atingir a rede. O número de descargas diretas em redes localizadas em regiões urbanas ou arborizadas deve levar em consideração o fator de blindagem S_f , de acordo com a equação seguinte (IEEE STD.1410, 2010):

$$N_{dir} = N \left(1 - \left(S_{f\ der} + S_{f\ esq} \right) \right) \quad (2.28)$$

Onde:

N_{dir} é o número de descargas diretas (falhas/100km/ano);

$S_{f\ dir}$ e $S_{f\ esq}$ são os fatores de blindagem para os lados direito e esquerdo da rede, variando de 0 a 1. Um fator de blindagem de $S_f = 0$ significa que a linha de distribuição está em terreno aberto, sem blindagem fornecida por objetos próximos. Um fator de blindagem $S_f = 1$ significa que a linha de distribuição é completamente protegida contra descargas diretas.

2.2.8 Efeitos das Descargas Atmosféricas Indiretas

Um dos efeitos mais relevantes das descargas atmosféricas consiste nas tensões induzidas pela corrente que flui pelo canal de descarga ionizado constituído entre nuvem-solo durante o estabelecimento da descarga. O primeiro grande trabalho sobre tensões induzidas em linhas foi realizado por K. W. Wagner (1908). A incidência das descargas diretas apresenta maior severidade, mas as descargas atmosféricas próximas às linhas são mais frequentes (WAGNER, 1908).

As tensões induzidas constituem a mais importante fonte de distúrbios em SDEE de média e baixa tensão (IEEE STD.1410, 2010). As sobretensões associadas são responsáveis pela maior parte de desligamentos das linhas de distribuição de energia elétrica e pelos danos causados em redes elétricas e de telecomunicações.

O modelo de acoplamento de Rusck (1957) foi pioneiro neste sentido, e ainda hoje é o mais utilizado. O modelo é baseado nas formulações analíticas desenvolvidas na hipótese de que o solo se comporta como condutor perfeito. O modelo apresenta como resultado fórmulas simplificadas que fornecem o valor máximo da tensão induzida em função do valor de pico da corrente na base do canal (VISACRO, 2005). Considerando a teoria eletromagnética e a fórmula simplificada de Rusck (1957), tomando-se somente o ponto da linha mais próximo da descarga, pode-se escrever a equação para tensão induzida (2.29):

$$V_{ind} = \frac{Z_0 I h}{y} \left[1 + \frac{1}{\sqrt{2 - (v/c)^2}} \left(\frac{v}{c} \right) \right] \quad (2.29)$$

Onde:

V_{ind} é a tensão induzida máxima (kV);

Z_0 é a impedância característica do canal de descarga, $Z_0 = 1/(4\pi) \sqrt{\mu_0/\epsilon_0} = 30(\Omega)$;

μ_0 é a permeabilidade magnética e permitividade do vácuo, $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}$ (H/m);

ϵ_0 é a permissividade elétrica do vácuo, $\epsilon_0 = 8,85418 \times 10^{-12}$ (F/m);

I é a corrente de pico da primeira descarga de retorno (kA);

h é altura do alimentador aéreo ao partir do nível do solo (m);

y é a distância perpendicular à linha e o local de impacto do raio na terra (m);

v é a velocidade de retorno do raio (m/s), tipicamente $c/3$ ou 120 (m/μs);

c é a velocidade da luz do vácuo, $c = 3 \times 10^8$ (m/s).

De acordo com Idone e Orville (1982), o valor para Z_0 é $30(\Omega)$, e a velocidade da corrente de retorno medida para uma descarga natural varia entre $0,29 \times 10^8$ (m/s) e $2,4 \times 10^8$ (m/s).

A partir da equação (2.29), é possível obter a expressão que representa a onda da tensão induzida em uma linha aérea. O valor da velocidade da onda da corrente de retorno recomendado é de $c.2/5$ a $c.1/3$ (IEEE STD.1410, 2004; 2010). Caso sejam considerados os efeitos das perdas do solo devido a sua resistividade, a amplitude da tensão induzida no alimentador poderá ser dada por (2.30), levando-se em consideração uma velocidade de propagação da onda de corrente de $120 \text{m}/\mu\text{s}$ (IEEE STD.1410, 2004).

$$V_{ind} = 38,8 \frac{I h_{eficaz}}{y} \quad (2.30)$$

$$h_{eficaz} = h + 0,15 \sqrt{\rho_{solo}} \quad (2.31)$$

Onde:

V_{ind} é a máxima tensão induzida no condutor (kV);

h_{eficaz} é altura eficaz do alimentador considerando a resistividade do solo (m);

h é a altura do alimentador aéreo desde o nível do solo (m);

ρ_{solo} é a resistividade do solo (Ωm);

I é a corrente de pico da primeira descarga de retorno (kA);

y é a distância perpendicular à linha e o local de impacto do raio na terra (m).

Nota-se que a equação (2.13) e a equação (2.31) são basicamente iguais, mas o cálculo da h_{eficaz} vai depender dos dados de ρ_{solo} ou σ_{solo} disponíveis. A equação (2.30) é bastante utilizada para obtenção de resultados diretos e rápidos, principalmente em casos em que se queira uma visão geral do fenômeno, ou apenas para se conhecer a grandeza do pico da tensão induzida. Outros autores (PAULINO *et al.*, 2010) apresentam variação na equação da tensão induzida que também incluem a resistividade do solo como fator de influência nos valores de tensão induzida por descargas atmosféricas, como pode ser visto na expressão:

$$V_{ind} = 33 \frac{I h}{y} + 1,1 I \sqrt{\frac{\rho_{solo}}{y}} \quad (2.32)$$

Onde:

V_{ind} é a tensão induzida (kV);

I é a corrente de pico da descarga de retorno da descarga atmosférica (kA);

ρ_{solo} é a resistividade do solo (Ωm);

y é a distância entre o ponto de incidência da descarga e a rede (m).

A taxa de crescimento da corrente de retorno (derivada média de corrente: di/dt) tem influência fundamental na tensão induzida, sendo aproximadamente proporcional à amplitude da mesma. Essa taxa reflete o comportamento de dois parâmetros da corrente de descarga, o seu valor de pico e o seu tempo de frente de onda. Avaliações analíticas e experimentais mostram que a amplitude da tensão induzida é praticamente proporcional ao valor de pico da corrente e inversamente proporcional ao tempo de frente de onda.

O número de descargas de contorno disruptivas em isoladores, provocados por tensões induzidas, por km de rede por ano (N_{ind}) pode ser estimado pela equação (2.33) e, com ajuda da Figura 8, obtém-se o coeficiente N_ρ (falhas/100km/ano):

$$N_{ind} = N_\rho N_g \left(\frac{h_{eficaz}}{10} \right) P(I_0 \geq I) \quad (2.33)$$

Onde:

N_{ind} é o número de descargas disruptivas por tensões induzidas (falhas/100km/ano);

N_ρ é o número de descargas indiretas (falhas/100km/ano), obtido na Figura 8;

N_g é a densidade de descargas à terra (raios/100km²/ano);

h_{eficaz} é a altura real da estrutura ou altura eficaz (m);

$P(I_0 \geq I)$ é a probabilidade de que a corrente de pico da primeira descarga de retorno I_0 seja maior ou igual que I .

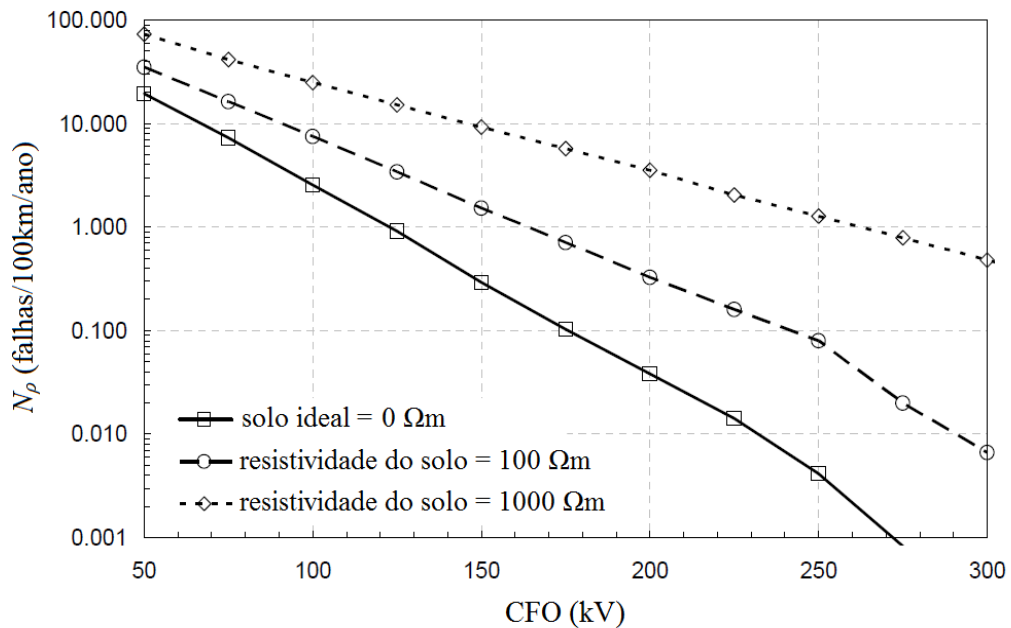


Figura 8. Número de falhas devido a tensões induzidas N_ρ vs nível de isolamento CFO da linha de distribuição (Adaptado de IEEE STD.1410, 2010).

A Figura 8 apresenta a frequência de falhas em função do CFO para um condutor a 10 m de altura sobre o solo. Os valores são normalizados para um $N_g = 1$ (falha/100km/ano) e podem ser escalados linearmente em relação ao N_g da região em estudo.

2.2.9 Descargas de Contorno Totais

O número de descargas de contorno disruptivas totais sobre uma rede aérea de distribuição é a soma do número de falhas por descargas diretas e o número de falhas por sobretensões induzidas, conforme em (2.34). Todas as descargas de contorno disruptivas (falhas por descargas diretas e indiretas) são as que causam faltas no sistema (IEEE STD.1410, 2010). A taxa de faltas por descargas atmosféricas em alimentadores de distribuição é quantificada pelo índice N_{Total} .

$$N_{Total} = N_{dir} + N_{ind} \quad (2.34)$$

Onde:

N_{Total} é o número de descargas de contorno totais (faltas/100km/ano);

N_{ind} é o número de descargas de contorno por tensões induzidas (faltas/100km/ano);

N_{dir} é o número de descargas de contorno devido a descargas diretas (faltas/100km/ano).

2.3 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo foi apresentada a fundamentação teórica desta tese de doutorado. Foram abordados os parâmetros das descargas atmosféricas e os modelos de cada elemento do sistema. O cálculo da corrente crítica e o mecanismo de ruptura do isolamento, os efeitos das descargas diretas e a influência das sobretensões induzidas produzidas por descargas indiretas. Também foram apresentados o cálculo da taxa de faltas totais causadas por descargas atmosféricas diretas e indiretas.

3 ESTADO DA ARTE

3.1 TAXA DE FALTAS DEVIDO A DESCARGAS ATMOSFÉRICAS

A relevância de se abordar o desempenho de linhas aéreas de distribuição frente a descargas atmosféricas pode ser percebida pelo grande volume de trabalhos teóricos e experimentais que abordam a modelagem das descargas, das linhas, e a interação entre elas, com o objetivo de se chegar a estimativas do desempenho. O desempenho do sistema pode ser quantificado pela taxa de faltas por descargas atmosféricas, definido pelo índice N_{Total} , apresentado em (2.34). A seguir, são apresentados cronologicamente trabalhos na área ou estado da arte.

Trabalhos pioneiros no cálculo de taxa de faltas em alimentadores de distribuição foram desenvolvidos e publicados em 1954, por GOLDE (1954a; 1954b). Os estudos tratavam sobre diversos aspectos das sobretensões provocadas por descargas atmosféricas em linhas de distribuição, a determinação da frequência de ocorrência dos surtos de descargas direta e indireta e o cálculo da taxa de faltas totais.

Eriksson (1987a) apresentou um estudo detalhado da incidência de descargas no sistema elétrico, mostrando a relação entre o número de trovoadas por ano e a densidade de descargas atmosféricas. Apresentou também uma modificação no modelo eletrogeométrico para o cálculo da taxa de faltas do sistema (ERIKSSON, 1987b).

Em 1987, FURNAS apresentou um trabalho sobre Transitórios Elétricos e Coordenação de Isolamento (D'AJUZ *et al.*, 1987), tratando sobre temas relacionados à coordenação de isolamento de linhas aéreas e mostrando detalhadamente os principais aspectos do seu desempenho do sistema quanto às descargas atmosféricas. Esse trabalho conclui que as linhas com classe de tensão inferiores a 69kV podem falhar devido a sobretensões induzidas geradas pelas descargas atmosféricas e a taxa de desligamentos é próxima a 20 falhas/100km/ano.

Em (CHOWDHURI, 1989), encontra-se um método para cálculo da taxa de faltas de linhas de distribuição causada por descargas indiretas. As curvas taxa de descarga de contorno vs NBI são afetadas significativamente pelo coeficiente de correlação entre as distribuições estatísticas da corrente de retorno, tempos de pico e tempo de frente da onda.

O *Working Group Report: Calculating the Lightning Performance of Distribution Lines* (IEEE, 1990) apresentou atualizações e correções no cálculo da taxa de faltas de linhas de distribuição.

Em CIGRE (1991), o *Working Group 33.01* apresentou uma guia para o cálculo da taxa de faltas de linhas baseado no índice N_{Total} . Esse trabalho constitui um dos documentos mais completos, contendo alguns dados de medição de descargas, avaliação dos valores de densidade de descarga, parâmetros e características das descargas atmosféricas, incidência de descarga e blindagem da linha, representação de modelos e estudo do fenômeno da descarga de contorno reversa, que serviu como referência para cálculo da taxa de faltas em alimentadores de distribuição.

Em 1993, o Comitê de Transmissão e Distribuição do *IEEE* elaborou o primeiro trabalho de cálculo da taxa de faltas de linhas de distribuição causadas por descargas atmosféricas (IEEE STD.1410, 1993). Nesse trabalho são discutidos os principais parâmetros das descargas atmosféricas, a incidência das descargas diretas e indiretas em linhas, a influência do fator de blindagem, entre outros.

O relatório *Modeling Guidelines for Fast Transients*, elaborado em 1996 pelo *Fast Front Transients Task Force* do *IEEE* (IEEE, 1996), teve como objetivo o desenvolvimento de diretrizes de modelagem para as simulações digitais que envolvem transitórios com formas de onda de frente rápida. Nesta modelagem, transitórios de frente rápidos em SEP cobrem uma faixa de frequências entre 10kHz até 1MHz. Segundo o trabalho, uma das principais causas de tais transitórios em linhas aéreas são as descargas atmosféricas.

Em 1997, o *IEEE* publicou as normas (IEEE STD.1410, 1997) e (IEEE STD.1243, 1997), nas quais são abordados os efeitos do tipo de isolamento, blindagem, aterramento e tipo de estrutura, sendo apresentado também o programa FLASH para desempenho das linhas aéreas, no qual o desempenho é avaliado através do indicador N_{Total} (taxa de faltas por descargas atmosféricas).

O artigo publicado por Martinez; Gonzalez-Molina; Chowdhuri, (2000), compara vários métodos utilizados para cálculo de taxa de desligamento por descargas atmosféricas diretas e indiretas para linhas sem e com cabo de guarda, considerando a resistividade do solo ideal. As conclusões mais importantes do estudo foram: as sobretensões induzidas são um problema somente para linhas de distribuição com CFO menor que 75kV; as sobretensões induzidas podem ser reduzidas utilizando cabo de guarda; a resistência de aterramento tem a maior influência na taxa de desligamento por descarga de contorno reversa; o número de falhas depende diretamente da altura da linha; os desligamentos causados por descargas indiretas dependem da velocidade da corrente de retorno; e a condutividade do solo tem influência significativa nos desligamentos das linhas.

IEEE STD.1410 (2004) apresentou uma revisão de ajustes no cálculo do índice N_{Total} , nível de isolamento das linhas, proteção das linhas com cabo de blindagem, e uso de para-raios em sistemas de distribuição.

Em (BALIJEPALLI *et al.*, 2005) é mostrado um estudo de confiabilidade do SDEE frente a descargas atmosféricas considerando o tempo, localização, amplitude e polaridade das descargas. Os dados foram obtidos da Rede Nacional de Detecção de Descargas Atmosféricas, do inglês *National Lightning Detection Network* (NLDN) para desenvolver modelos estatísticos (CUMMINS, KRIDER, MALONE; 1998). Os resultados mostraram que o número total de falhas dado pelo índice N_{Total} provocou faltas permanentes (20%) e faltas temporárias (80%).

Nesse mesmo ano, o *Working Group Report* do *IEEE* (IEEE, 2005) apresentou um complemento aos relatórios publicados anteriormente. Neste adendo, são abordados: a incidência de descargas diretas em linhas, a influência do fator de blindagem, os principais parâmetros das descargas, os efeitos das descargas próximas às linhas e, no final, é apresentado o procedimento de cálculo da taxa de faltas, entre outros.

O trabalho (BORGHETTI; NUCCI; PAOLONE, 2007) apresentou um novo método para o cálculo da taxa de faltas em linhas aéreas de distribuição causadas por descargas diretas e comparou com o método da norma (IEEE STD.1410, 2004). O procedimento adotado pela norma IEEE STD.1410 (2010) considera condições ideais do condutor e do solo, utilizando a fórmula simplificada de Rusck para o cálculo da máxima tensão induzida. O procedimento proposto para o cálculo de sobretensões induzidas dá os mesmos resultados que o método aplicado pelo *IEEE*, para as mesmas condições de corrente de retorno, altura da linha e modelo eletrogeométrico. No método proposto pelos autores pode-se variar esses valores, enquanto no método da norma *IEEE* o valor de resistividade do solo é nulo (solo ideal com $\delta_{solo} = 0 \Omega.m$).

Em Zhina (2008) foi utilizado o software ATP-EMTP para simular o desempenho de uma rede de distribuição de média tensão de 35kV com duas topologias de postes distintas, com base na análise da descarga de contorno provocada por uma descarga atmosférica. O artigo abordou a questão da utilização de neutro não aterrado em redes de distribuição de média tensão, compara dois modelos de postes (tipo Z vs tipo II) modelados como impedâncias no ATP-EMTP. O artigo analisou também os efeitos da variação da resistência impulsiva de aterramento, altura da torre, nível de isolamento e vão da linha sobre o nível de proteção, apontando medidas para melhorar o desempenho do sistema de distribuição de 35kV.

O principal objetivo do trabalho apresentado por Coelho (2010) foi o de contribuir com o desempenho de SDEE e, conseqüentemente, para a redução dos prejuízos impostos à sociedade. Para tal fim, foi desenvolvida uma ferramenta computacional chamada de LFD

(*Lightning Faults in Distribution Lines*), passível de ser usada por projetistas, auxiliando na escolha do padrão de rede que apresente o melhor desempenho (minimização da taxa de faltas por descargas atmosféricas) para uma dada condição existente. A metodologia é baseada em cálculos matemáticos realizados no modelo de linhas aéreas de distribuição típicas da região. No cálculo do desempenho de SDEE foi levado em conta a dependência dos parâmetros da linha, tais como: tipos de postes, isoladores, cruzetas e diferentes configurações em função do tipo de rede (urbana ou rural) e os aspectos técnico-econômicos.

Nos trabalhos analisados, o desempenho do sistema de distribuição foi avaliado através do índice N_{Total} (taxa de faltas por descargas atmosféricas). Atualmente, o índice N_{Total} é utilizado para quantificar a taxa de faltas por descargas atmosféricas em SDEE (IEEE STD.1410, 2010). Neste trabalho propõe-se a utilização deste indicador de desempenho associado ao número de unidades consumidoras afetadas por cada evento. Desta forma, a otimização se faz considerando não somente o número de interrupções, mas considerando as consequências sobre os consumidores afetados por cada evento.

Assim, para avaliar de uma forma mais abrangente o desempenho de um alimentador, levando em conta o número de usuários afetados por cada interrupção, podem ser utilizados os indicadores de confiabilidade que serão descritos na seção seguinte.

3.2 INDICADORES DE CONFIABILIDADE

A descarga de contorno pode levar tanto a uma falta temporária ou a uma falta permanente. Uma falta temporária é aquela que pode ser resolvida pela operação de um dispositivo de religamento sem necessidade de qualquer ação de reparo. Cada vez que um dispositivo de religamento opera resultando numa perda temporária de tensão, os clientes ligados a jusante deste dispositivo experimentam uma interrupção momentânea. A falta permanente é aquela que não pode ser resolvida por religamento. A fim de estudar o impacto de um raio sobre a confiabilidade do sistema, é necessário identificar a taxa de falta temporária e taxa de falta permanente causada por uma descarga atmosférica.

As interrupções sustentadas e momentâneas resultantes de faltas permanentes e temporárias, respectivamente, são consequência da atuação do sistema de proteção do alimentador. Nota-se que:

1. A interrupção sustentada ocorre devido à atuação de um fusível ou religador para eliminar uma falta permanente, ou devido à atuação de um fusível para eliminar uma falta temporária.

2. A maioria das descargas de contorno disruptivas resulta em faltas temporárias, enquanto apenas uma pequena fração das descargas de contorno disruptivas resulta em faltas permanentes.

O número de faltas permanentes γ e de faltas temporárias λ é calculado a partir da taxa de faltas permanentes Γ de acordo com as equações (3.1) e (3.2).

$$\lambda = (1 - \Gamma) \cdot N_{Total} \quad (3.1)$$

$$\gamma = \Gamma \cdot N_{Total} \quad (3.2)$$

Onde:

γ é o número de faltas permanentes (faltas/100km/ano);

λ é o número de faltas temporárias (faltas/100km/ano);

Γ é a relação entre o número de faltas permanentes e o número total de faltas.

Confiabilidade é a capacidade do SDEE de manter seu funcionamento em condições normais, bem como em circunstâncias hostis e inesperadas, durante um período de tempo pré-determinado, sem falhas em seus componentes. Segundo (CHOWDHURI, 2001), a confiabilidade pode ser vista como a arte de projetar e operar o sistema, que é imprevisível frente aos fenômenos naturais, sujeito a falhas. As concessionárias procuram ter sistemas confiáveis e fazem estudos na estimativa futura do desempenho do sistema (WARREN, 1996).

Os indicadores de continuidade de serviço, também chamados de indicadores de confiabilidade, são fiscalizados pela ANEEL e indicam objetivos que devem ser alcançados pelas concessionárias e permissionárias de energia elétrica (FERREIRA, 2012). Os indicadores são agregações de dados estatísticos, usualmente calculados para um conjunto definido de cargas, componentes ou consumidores. Correspondem aos valores médios de uma característica particular de confiabilidade para um sistema, região operacional ou alimentador (BROWN, 2009). Os indicadores são as métricas empregadas pelas concessionárias e órgãos reguladores para avaliar a confiabilidade dos SDEE.

No contexto internacional, os indicadores de frequência de ocorrência de interrupções sustentadas e de curta duração são: *SAIFI* (*System Average Interruption Frequency Index*) e *MAIFI_E* (*Momentary Average Interruption Event Frequency Index*), sendo respectivamente definidos nas seguintes equações (IEEE STD.1366, 2003):

$$SAIFI = \sum_{i=1}^{Nc_{Total}} \frac{NIS_i}{Nc_{Total}} \quad (3.3)$$

$$MAIFI_E = \sum_{i=1}^{Nc_{Total}} \frac{NEIM_i}{Nc_{Total}} \quad (3.4)$$

Onde:

NIS_i é o número de interrupções sustentadas do i -ésimo consumidor (interrupções/ano);

$NEIM_i$ é o número de eventos de interrupção momentânea do i -ésimo consumidor (interrupções/ano);

Nc_{Total} é o número total de consumidores do alimentador.

O indicador $SAIFI$ é uma medida do número de interrupções sustentadas que, em média, os consumidores são submetidos num determinado período. O indicador $MAIFI_E$ é uma medida do número de eventos de interrupções momentâneas (de curta duração) que os consumidores experimentam neste mesmo período. Um evento agrega o conjunto de interrupções momentâneas que ocorrem dentro do intervalo de cinco minutos. O indicador $MAIFI_E$ desconsidera as múltiplas interrupções de curta duração geradas pelas tentativas sem sucesso de reconexão do religador durante uma falta permanente.

3.3 OTIMIZAÇÃO DA CONFIABILIDADE DE SDEE

A otimização da confiabilidade dos SDEE é tema de grande relevância para as empresas do setor. Um dos objetivos desta tese é o desenvolvimento de modelos matemáticos que permitam a otimização dos indicadores de confiabilidade do SDEE.

Segundo GÖNEN (2008), algumas concessionárias utilizam o planejamento econômico para avaliar investimentos que melhoram o desempenho dos SDEE. A análise deve relacionar os custos, os investimentos e a confiabilidade. O nível de confiabilidade pode ser considerado apropriado, quando o investimento requerido para prevenir as interrupções não excede o custo associado às ocorrências destas. Na Figura 9 é detalhado este conceito, no qual a melhoria da confiabilidade implica em aumento do custo dos investimentos, e o nível ótimo de confiabilidade corresponde ao custo total mínimo.

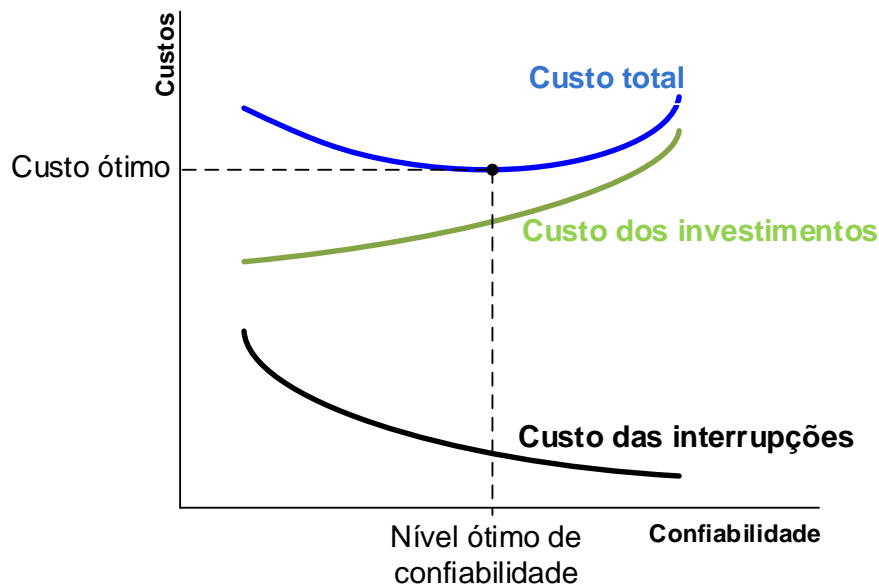


Figura 9. Relação custos vs confiabilidade (MARTINEZ, 2014).

Segundo PEDREGAL (2004), um problema de otimização de sistemas, é composto de duas fases muito bem definidas e vinculadas entre si, a fase de elaboração da modelagem matemática do problema e a fase da escolha da metodologia de solução para resolver o modelo matemático formulado.

A maioria dos problemas de otimização no sistema de potência é modelado como problema de programação linear inteira mista (PLIM) e pode ser resolvido com algoritmos clássicos, como é o caso do algoritmo *Branch and Bound* formulado por LAND E DOIG (1960, 2010), ou algum método de corte.

Para a modelagem de um problema real é necessário frequentemente agregar algumas variáveis inteiras. Assim, garante-se que o modelo de programação matemática retrate precisamente as condições físicas do problema e represente as condições exigidas de algumas das variáveis de decisão. Adicionalmente podem ser incluídas variáveis binárias que retratam dois estados distintos do sistema. Conforme as características lineares ou não das variáveis, os problemas são denominados de programação linear inteira mista (PLIM) ou programação não linear inteira mista (PNLIM).

Na década de 2000, os *solvers* comerciais para PLIM e PNLIM, baseados em técnicas de otimização clássica tornaram-se extremamente eficientes com o avanço das novas técnicas de resolução baseadas no método de pontos interiores e algoritmos *Branch and Bound* modernos. Os *solvers* para problemas de PLIM conhecidos comercialmente são o CPLEX (ILOG, 2009), XPRESS (2009), GUROBI (2013), MOSEK (2013). Os *solvers* para problemas de PNLIM são o KNITRO (BYRD; NOCEDAL; WALTZ, 2006) e o BONMIN (2007).

Segundo (CASTILLO *et. al*, 2001), atualmente, os pesquisadores assumiram novas estratégias no que diz respeito a otimização de sistemas de potência: *i*) desenvolver modelos matemáticos para os problemas de otimização em que não se conhecem seus respectivos modelos matemáticos; *ii*) desenvolver modelos matemáticos mais realistas de diversos problemas de otimização existentes na literatura especializada, *iii*) se os modelos matemáticos são de PLIM então usar diretamente os *solvers* comerciais de PLIM, *iv*) se os modelos matemáticos são de PNLIM, caso seja possível devem ser transformados em problemas de PLIM “equivalentes” ou “linearizados”, caso contrário, usar *solvers* comerciais de PNLIM, mesmo sabendo que esses *solvers* comerciais poderiam apresentar inconvenientes.

A possibilidade de usar *solvers* comerciais eficientes baseados em técnicas de otimização clássica tornou relevante a pesquisa em desenvolvimento de modelos matemáticos dedicados a problemas de otimização e, portanto, esse tópico de pesquisa tornou a modelagem matemática um tema de investigação intensa entre os pesquisadores na área de otimização de sistemas elétricos de potência (CASTILLO *et. al*, 2001).

Por este motivo, nos últimos anos aumentou muito o número de publicações relacionadas com a otimização de sistemas de energia elétrica em que é priorizado o desenvolvimento de modelos matemáticos cada vez mais sofisticados, complexos e próximos da realidade, os quais, posteriormente são resolvidos usando *solvers* comerciais. Como exemplo, para mostrar a evolução do interesse em desenvolver modelos matemáticos cada vez mais realistas para problemas de otimização em SEP, pode-se destacar a evolução do problema de seleção e alocação de proteções em SDEE.

Em 2009, (FERREIRA, 2009) apresentou um trabalho com duas metodologias de otimização dos indicadores de confiabilidade de SDEE, considerando a otimização do tipo e localização dos dispositivos de proteção e manobra no alimentador de distribuição. O desenvolvimento das duas metodologias de otimização contemplou a abordagem tradicional da confiabilidade. As metodologias de otimização com objetivo único e duplo resultaram em problemas combinatórios. As formulações são de modelos de programação não linear, com função objetivo descontínua e restrições não lineares que refletem limitações técnicas e econômicas, tais como: a coordenação e seletividade entre os dispositivos de proteção, topologia do alimentador e número máximo de dispositivos disponíveis para alocação.

No trabalho (FERREIRA; BRETAS; OLIVEIRA, 2011), foi apresentada a formulação que deu origem ao um modelo de otimização do tipo Programação Linear Inteira Mista por Metas (PLIMM). Essa foi considerada a primeira formulação analítica relatada na literatura, na qual a minimização simultânea dos indicadores relacionados a interrupções sustentadas (*SAIFT*)

e momentâneas (*MAIFI*) foi proposta. Os indicadores foram formulados como funções da localização dos dispositivos de proteção e do esquema de proteção adotado nos dispositivos que possuem religamento automático. As restrições econômicas foram associadas à limitação do número de dispositivos disponíveis para alocação, e as de natureza técnica associadas à coordenação do sistema de proteção. Um método de otimização não linear binária baseado na técnica de *Branch and Bound* foi empregado na solução do modelo de otimização por metas, buscando o balanço entre os indicadores *SAIFI* e *MAIFI*.

O estudo de (FERREIRA; BRETAS, 2012) exhibe um modelo matemático para otimizar os indicadores *SAIDI* e *SAIFI* de um SDEE. Esses indicadores foram formulados como funções não lineares explícitas e consideravam tipo e localização dos dispositivos de proteção e chaves seccionadoras. Nesse trabalho, foi proposto um modelo matemático não linear, que foi otimizado pelo método *Branch and Bound*.

No trabalho de tese de Ferreira (2013), a metodologia proposta adota uma perspectiva multicriterial para otimizar o desempenho dos sistemas de distribuição na presença da geração distribuída. Os indicadores *SAIFI* e *MAIFI* são formulados como modelos de otimização que possibilitam a adequação do sistema de proteção às condições operacionais impostas pela geração distribuída. Dentre os aspectos considerados, incluem-se a alocação, a seletividade e a coordenação dos dispositivos de proteção. A minimização simultânea dos indicadores é formulada como um problema de PLIMM, visando o balanço ótimo entre a redução das interrupções momentâneas (*MAIFI*) e sustentadas (*SAIFI*) nos sistemas de distribuição. Os modelos analíticos dos indicadores são solucionados utilizando um pacote de otimização de uso geral, baseado no método de *Branch and Bound*.

Em (MARTINEZ, 2014), foi desenvolvido um modelo de otimização para determinar a localização das chaves de manobras em redes de distribuição. A confiabilidade do sistema, caracterizada pelo indicador *SAIDI*, considera a alocação dos dispositivos de proteção de forma simultânea às chaves de manobras. A formulação analítica permite a aplicação de técnicas de otimização geral na solução do modelo.

No trabalho de Katic (1998), é apresentado um novo conceito de projeto de proteção contra descargas atmosféricas em alimentadores de distribuição com base na otimização econômica. Diferentes tipos de torres são analisados para diferentes cenários e como solução são sugeridos projetos ótimos de linhas, considerando descargas atmosféricas diretas e indiretas.

De acordo com a bibliografia pesquisada, a maioria das metodologias de otimização dos sistemas de proteção contra as descargas atmosféricas em redes de distribuição referem-se à alocação de descarregadores ou supressores de surtos (varistor, para-raios).

Em (FERNANDEZ; RODRIGUEZ; GOTEZ, 2004), foi proposto o desenvolvimento de uma aplicação computacional que permite determinar a posição ideal de supressores de surtos para minimizar o risco de falha, permitindo assim a seleção de esquemas de proteção adequados para cada rede. Como consequência, os custos de proteção estão sendo reduzidos em conformidade com os custos dos elementos protegidos e a continuidade do serviço a ser alcançada.

No trabalho de (SHARIATINASAB; SAFAR; FALAGHI, 2009), foi proposto um procedimento de otimização baseado em algoritmos genéticos para a alocação de supressores de surtos, com o objetivo de maximizar a confiabilidade da rede de alimentação.

Os autores (SHARIATINASAB; SAFAR; FALAGHI, 2014) apresentaram um modelo de otimização de alocação de supressores de surtos considerando a ocorrência das descargas atmosféricas, as características da rede e a potência transmitida. O método proposto considera critérios técnicos e econômicos para alcançar a melhor solução. Os critérios econômicos consideram os custos de investimento e os custos totais anuais de operação e manutenção.

Em alimentadores de distribuição, os sistemas de proteção contra descargas atmosféricas, tais como blindagem utilizando captos Franklin e/ou cabo de guarda, são utilizados pelas concessionárias para melhorar o desempenho do sistema e obter assim benefícios técnicos e econômicos (CABRAL *et al.*, 2012b; 2012d; 2013a; 2013b; 2014; MORALES *et al.*, 2013).

Os trabalhos de otimização descritos anteriormente mostram que foram poucos os modelos matemáticos propostos para otimizar a localização das estruturas de blindagem e seleção de aterramentos visando a otimização dos indicadores de confiabilidade e os custos de investimento. Portanto, a proposta de otimização desta tese tenta preencher a carência encontradas nestes assuntos. A metodologia proposta para o projeto de proteção contra descargas atmosféricas em linhas aéreas não leva em conta os custos do cliente e os custos de serviços públicos pelas interrupções de linha.

As metodologias de otimização propostas consideram a seleção e alocação de estruturas-aterramentos utilizados como SPDA, sem mudar o sistema original e mantendo a coordenação e seletividade do sistema de proteção (relogadores e fusíveis) existentes. A formulação matemática para a otimização da proteção contra descargas atmosféricas está motivada na continuação dos trabalhos de otimização desenvolvidos anteriormente (FERREIRA; BRETAS;

OLIVEIRA, 2011; FERREIRA, 2013; MARTINEZ, 2014), os quais consideram a otimização da seleção e alocação de dispositivos de proteção (religadores, disjuntores e fusíveis).

3.4 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo foi apresentado o estado da arte para o desenvolvimento desta tese de doutorado. Foram apresentados cronologicamente trabalhos na área referentes ao desempenho de linhas aéreas de distribuição frente a descargas atmosféricas, trabalhos pioneiros no cálculo de taxa de faltas em alimentadores de distribuição de diversos autores e relatórios de grupos de trabalhos como assim também diversas normativas internacionais do CIGRÉ e IEEE.

Também foram apresentados o cálculo dos indicadores de confiabilidade. Foram apresentados diversos artigos que abordaram a confiabilidade de SDEE frente a descargas atmosféricas.

4 METODOLOGIA PROPOSTA

4.1 INTRODUÇÃO

Tendo sido estabelecidos os parâmetros que definem as descargas atmosféricas e os que caracterizam uma rede de distribuição, pode-se avaliar computacionalmente a influência das descargas sobre o SDEE. Com base em tal avaliação, determina-se a corrente crítica e a taxa de faltas para cada tipo de estrutura-aterramento.

Partindo de uma visão realista do estado atual dos SDEE, a abordagem proposta considera dois modelos matemáticos de otimização para seleção e alocação de estruturas de blindagem e aterramentos.

Os dois modelos matemáticos propostos consideram a localização predefinida dos religadores, disjuntores e fusíveis, assim como a coordenação e seletividade entre eles. Como resultado final, se tem a seleção ótima da estrutura e do aterramento para cada trecho do sistema de distribuição.

Para resolver o problema de otimização, o modelo foi expresso na linguagem GAMS (ROSENTHAL, 2014), e foi resolvido com o solver Gurobi (GUROBI, 2014) através da plataforma de internet *Neos-Server for Optimization* (NEOS, 2014).

4.2 METODOLOGIA PARA CALCULAR OS INDICADORES

A metodologia utilizada para estimar a corrente crítica que produz o arco elétrico entre os extremos do isolador das estruturas do SDEE é baseada em simulações realizadas utilizando o programa de transitórios eletromagnéticos ATPDraw (HØIDALEN, 2012). Descargas diretas e induzidas são simuladas por fontes impulsivas de correntes, nas quais a corrente de descarga é incrementada até que as sobretensões excedam o nível de isolamento ou suportabilidade do isolamento dado pela curva de suportabilidade dielétrica de algum componente do sistema elétrico de potência (ZANETTA, 2001).

A seguir, são detalhados os passos para estimar a corrente crítica que produz o arco elétrico no isolador das estruturas do SDEE, para calcular o número de descargas de contorno (N_{Total}) para cada combinação de estrutura-aterramento possível e, finalmente, obter os indicadores $SAIFI$, $MAIFI_E$ e $SAIFI^*$.

1- Dados do alimentador

No software ATPDraw são carregados os dados do alimentador para gerar os circuitos elétricos correspondentes para cada caso de estudo. Os dados do condutor, como o diâmetro e altura, separação entre os condutores e comprimento do vão, são apresentados na Tabela 15 e Tabela 16 do Apêndice B. A partir destes dados é calculada a impedância do condutor $Z_{condutor}$, pela equação (2.14).

Com o diâmetro e altura dos cabos de descida mostrados na Tabela 15, é calculada a impedância de surto do cabo de descida (2.16). O valor do nível de isolamento ou CFO dos isoladores são mostrados na Tabela 17, para cálculo da corrente disruptiva. Utilizando os dados da Tabela 13 e Tabela 14 do Anexo B, é calculada a impedância equivalente do sistema Z_{cc} vista da subestação.

2- Características do solo da região

A resistividade do solo ρ_{solo} depende do local geográfico, variando normalmente entre $100 \leq \rho_{solo} \leq 2000 \Omega m$. Os valores para cada local são obtidos de acordo com a Tabela 19 do Anexo B.

3- Tipos de estruturas e aterramentos

As estruturas utilizadas são: normal sem blindagem, com captor Franklin e com cabo de guarda, de acordo com a Figura 59 do Apêndice B. A partir dos dados da altura e diâmetro do poste de madeira obtidos da Tabela 16 do Apêndice B, é calculada a impedância do poste Z_{poste} , dada pela equação (2.15).

Os diferentes tipos de aterramentos simulados são: 1 haste, 2 hastes, contrapeso, cruz e malha, de acordo com a Figura 7. Os dados das hastes e cabos de aterramentos são obtidos de acordo com Tabela 15 e Tabela 17 do Anexo B.

4- Resistência de aterramento

O valor da impedância de aterramento R_g é calculado de acordo com as equações (2.17), (2.18), (2.19), (2.20) e (2.21).

5- Características da descarga atmosférica

As características mais importantes da descarga atmosférica são: tempo de frente e cauda da onda, amplitude, para descargas atmosféricas diretas a forma de onda de surto de

4/20 μ s e a impedância de surto da rede é de $Z_0^{Rede}=400\Omega$ (Heidler), e para descargas atmosféricas indiretas a impedância do canal de descarga é de $Z_0=30\Omega$ (Rusck).

Para descarga atmosférica direta, utiliza-se o modelo de Heidler, de acordo com os parâmetros (I_p , τ_1 , τ_2 , n , t e η) dados pela equação (2.3). Para descarga atmosférica indireta, é utilizado o modelo de Rusck, de acordo com os parâmetros (I , Z_0 , μ_0 , ε_0 , h , v , v_0 , t e y) dados pela equação (5.1).

6- Simulações no ATPDraw

Para efetuar as simulações no ATPDraw, utiliza-se como base um sistema normalizado de 1km de linha com vãos meios de 100m para cada uma das possíveis combinações de estrutura aterramento, considerando:

- resistividade do solo ($100 \leq \rho_{solo} \leq 2000\Omega\text{m}$);
- tipos de descargas (diretas e indiretas);
- tipos de estruturas (normal, captor Franklin e cabo de guarda);
- aterramentos (1 haste, 2 hastes, contrapeso, cruz e malha).

Cada circuito representa uma possível combinação de estrutura-aterramento em todas as seções do alimentador, onde variou-se a amplitude da corrente da fonte impulsiva, mantendo constante a resistividade do solo.

7- Obtenção da corrente crítica ($I_{crítica}$)

A corrente crítica $I_{crítica}$ é obtida pelas simulações no software ATPDraw. Para uma primeira aproximação se estima a $I_{crítica}$ por meio da equação (2.26). A ocorrência de descarga de contorno no isolador acontece quando a sobretensão nos condutores (produzida pelo raio) supera o CFO do isolador. Os valores de $I_{crítica}$ que provocam falha disruptiva sobre o isolador para cada uma das condições e possibilidades existentes do sistema são separados para posteriormente calcular os tipos de faltas.

8- Análise estatística da descarga atmosférica

Uma vez obtida a corrente crítica $I_{crítica}$, calcula-se a probabilidade de ocorrência $P(I_0 \geq I)$ pela equação (2.6) ou pela Figura 5.

9- Densidade de descargas atmosféricas e fator de blindagem (S_f)

O valor de densidade de descargas atmosféricas é obtido através do mapa da Figura 3 (INPE, 2010). Neste estudo, considera-se $N_g = 10$ (raios/km²/ano). Os fatores de blindagem S_f

são obtidos pelos dados da rede (urbano ou rural) apresentados na Tabela 19 do Anexo B. No caso da rede localizada na zona urbana, considera-se 50% de blindagem pelas edificações nas proximidades da linha e, no caso de rede rural, a blindagem é considerada como 0%.

10- Cálculo da taxa de faltas

A taxa de faltas de cada seção de linha é determinada de acordo com (2.28), (2.33) e (2.34). Para cada seção de linha i correspondente a cada tipo de estrutura-aterramento j existe um valor de N_{Total} , chamado N_{ij} , calculado pela equação (2.34).

A matriz $N_{Total [i \times j]}$ é formada por elementos N_{ij} , onde as linhas da matriz representam as seções i do alimentador e as colunas as estruturas-aterramentos j . Cada elemento N_{ij} da matriz N_{Total} é multiplicado pelo comprimento de cada seção i , obtendo assim o N_{Total} em unidades de faltas/ano.

11- Determinação do número de faltas temporárias e permanentes

O cálculo do número de faltas permanentes (γ) e temporárias (λ) é realizado de acordo com (3.1) e (3.2), respectivamente. As matrizes $\lambda [i \times j]$ e $\gamma [i \times j]$ são formadas por elementos λ_{ij} e γ_{ij} , respectivamente, onde as linhas de cada matriz representam as seções i do alimentador e as colunas representam as estruturas-aterramentos j .

12- Cálculo dos Indicadores de Confiabilidade

Com o número de consumidores de cada seção i , o número de faltas permanentes (γ) e temporárias (λ) e o tipo de proteção presente no alimentador são calculados os indicadores $SAIFI$, $MAIFI_E$ e $SAIFI^*$ de acordo as equações (4.1), (4.2) e (4.3) respectivamente.

A metodologia é apresentada no fluxograma da Figura 10. O fluxograma mostra esquematicamente a sequência de cálculo necessária para a estimativa da quantidade anual de interrupções permanentes e momentâneas em um alimentador de distribuição. Em função do número total de interrupções, do tipo de proteção adotado pela concessionária e do número de consumidores afetados por cada evento calculam-se os indicadores de confiabilidade, segundo apresentado na seção 4.3.

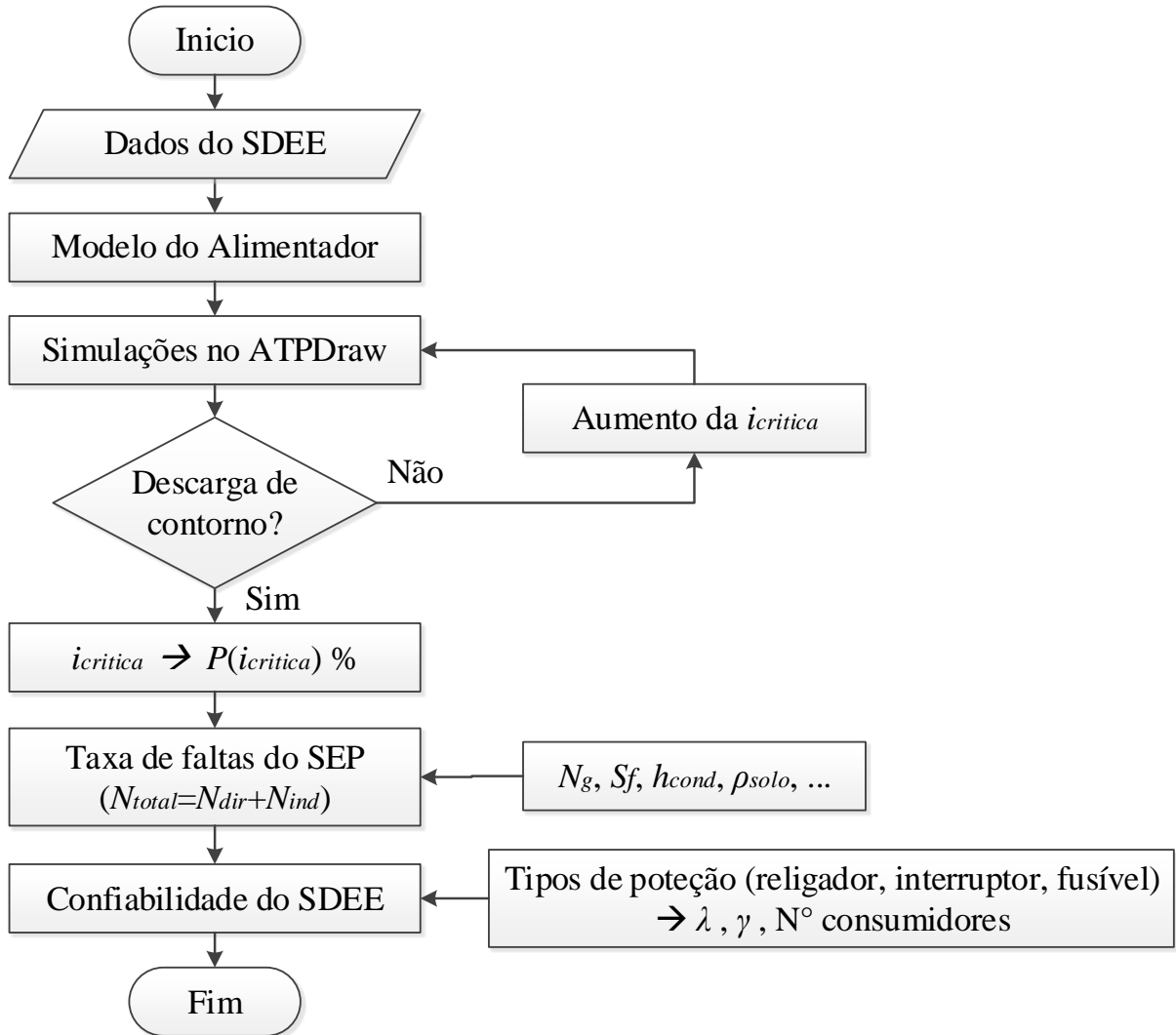


Figura 10. Fluxograma do cálculo da confiabilidade do SDEE.

4.3 FORMULAÇÃO DOS INDICADORES SAIFI, MAIFI_E SAIFI*

A formulação dos indicadores *SAIFI* e *MAIFI_E* é determinada pela disposição dos religadores e fusíveis no alimentador. Nesta tese, considera-se que a característica 50 (esquema coordenado ou salva fusível) dos religadores está habilitada. Assim, para uma dada disposição dos religadores e fusíveis, a frequência das interrupções sustentadas é mínima, tendo em vista que as faltas temporárias em zonas protegidas por fusíveis não causam a operação dos mesmos. Por outro lado, com a característica 50 habilitada, a frequência das interrupções momentâneas será máxima, pois todas as faltas do alimentador produzem a abertura do religador.

A seguir, é descrito como as faltas permanentes e temporárias afetam os indicadores *SAIFI* e *MAIFI_E*, de acordo com o esquema mostrado na Figura 11. O ponto D é o local onde está alocado o dispositivo de proteção (religador ou fusível).

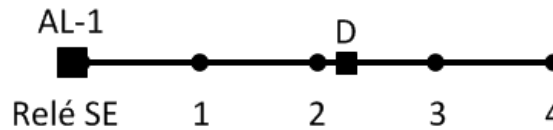


Figura 11. Alimentador de distribuição esquemático.

Falta temporária à montante de D: incrementa $MAIFI_E$ e $SAIFI^*$ devido à função de religamento do disjuntor da SE, o número de consumidores afetados é $N_{C_{SE-1}} + N_{C_{1-2}} + N_{C_{2-3}} + N_{C_{3-4}}$.

Falta permanente à montante de D: incrementa $SAIFI$ e $SAIFI^*$, a quantidade de consumidores afetados é $N_{C_{SE-1}} + N_{C_{1-2}} + N_{C_{2-3}} + N_{C_{3-4}}$.

Falta temporária à jusante de D:

Se D é Religador: incrementa o $MAIFI_E$ e $SAIFI^*$, a quantidade de consumidores afetados é $N_{C_{2-3}} + N_{C_{3-4}}$. Neste caso atua o religador D.

Se D é Fusível: incrementa $MAIFI_E$ e $SAIFI^*$, o número de consumidores afetados é $N_{C_{SE-1}} + N_{C_{1-2}} + N_{C_{2-3}} + N_{C_{3-4}}$ pois a falta é eliminada pelo disjuntor da SE. A interrupção não é sustentada pois o disjuntor da subestação possui função de religamento e a função salva fusível (característica 50) ativada.

Falta permanente à jusante de D:

Se D é Religador: incrementa o $SAIFI$ e $SAIFI^*$, o número de consumidores afetados é $N_{C_{2-3}} + N_{C_{3-4}}$. Neste caso atua o religador D.

Se D é Fusível: incrementa o $SAIFI$ dado que o número de consumidores afetados por interrupção sustentada é $N_{C_{2-3}} + N_{C_{3-4}}$. Também incrementa o $MAIFI_E$ dado que o número de consumidores afetados somente por interrupção momentânea é $N_{C_{SE-1}} + N_{C_{1-2}}$ pela função de religamento automático do disjuntor da subestação. Neste caso incrementa o $SAIFI^*$, o número de consumidores afetados por interrupção sustentada ou momentânea é $N_{C_{SE-1}} + N_{C_{1-2}} + N_{C_{2-3}} + N_{C_{3-4}}$.

Os indicadores $MAIFI_E$ e $SAIFI^*$ são suscetíveis às faltas temporárias eliminadas pelo disjuntor da SE ou pelo religador. Para uma falta de natureza temporária em uma seção lateral do alimentador, a operação do religador na característica 50 (função salva fusível) afeta os consumidores a jusante do religador; estes consumidores sofrem uma interrupção momentânea, sendo o número de consumidores afetados $N_{C_{Rel_i}}$. Se a falta for permanente, afeta os indicadores $MAIFI_E$ e $SAIFI^*$ dos consumidores a montante do fusível, sendo o número de consumidores afetados $N_{C_{Rel_i}} - N_{C_{Fus_i}}$. Para esta falta, os consumidores a jusante do fusível

(Nc_{Fus_i}) observam seu indicador *SAIFI* incrementado. Neste caso o indicador *SAIFI** de todos os consumidores Nc_{Rel_i} a jusante do religador é afetado.

A generalização dos indicadores $SAIFI_{ij}$ e $MAIFI_{Eij}$ para uma disposição arbitrária da estrutura-aterramento é obtida em (4.1) e (4.2).

Para o cálculo do indicador *SAIFI** não se faz diferenciação entre interrupções sustentadas e temporárias. Neste caso o indicador quantifica o número de consumidores atingidos para cada interrupção segundo (4.3).

A alocação de estrutura-aterramento j para cada seção de linha i do alimentador pode ser escrita pela variável binária x_{ij} , definida em (4.4).

$$SAIFI = \sum_{i=1}^{ns} \sum_{j=1}^{ne} SAIFI_{ij} = \sum_{i=1}^{ns} \sum_{j=1}^{ne} \frac{\gamma_{ij} \cdot Nc_{Proteção_i} \cdot x_{ij}}{Nc_{Total}} \quad (4.1)$$

$$MAIFI_E = \sum_{i=1}^{ns} \sum_{j=1}^{ne} MAIFI_{Eij} = \sum_{i=1}^{ns} \sum_{j=1}^{ne} \frac{\lambda_{ij} \cdot Nc_{Rel_i} \cdot x_{ij} + \gamma_{ij} \cdot (Nc_{Rel_i} - Nc_{Fus_i}) \cdot x_{ij}}{Nc_{Total}} \quad (4.2)$$

$$SAIFI^* = \sum_{i=1}^{ns} \sum_{j=1}^{ne} SAIFI_{ij}^* = \sum_{i=1}^{ns} \sum_{j=1}^{ne} \frac{(\lambda_{ij} + \gamma_{ij}) \cdot Nc_{Rel_i}}{Nc_{Total}} x_{ij} \quad (4.3)$$

$$x_{ij} = \begin{cases} 1, & \text{se uma estrutura - aterramento } j \text{ é alocado na seção } i. \\ 0, & \text{caso contrário.} \end{cases} \quad (4.4)$$

Onde:

ns é o número de seções do alimentador;

ne é o número de estruturas-aterramentos;

i indica a seção do alimentador ($1 \leq i \leq ns$);

j indica o tipo de estrutura-aterramento ($1 \leq j \leq ne$);

λ_{ij} é o número de faltas temporárias da seção de linha i referentes à estrutura-aterramento j que afeta as seções a jusante do religador situado a montante da seção de linha i ;

γ_{ij} é o número de faltas permanentes da seção de linha i referentes à estrutura-aterramento j que afeta as seções a jusante do fusível/religador situado a montante da seção de linha i ;

$Nc_{Proteção_i}$ é o número de consumidores a jusante da proteção (religador/fusível) situado a montante da seção de linha i . Considera-se o religador no circuito principal e o fusível no ramal lateral;

$N_{C_{Rel}_i}$ é o número de consumidores a jusante do religador situado a montante da seção de linha i ;

$N_{C_{Fus}_i}$ é o número de consumidores a jusante do fusível situado a montante da seção de linha i ;

$N_{C_{Total}}$ é o número total de consumidores do alimentador da subestação;

$SAIFI_{ij}$ é a contribuição ao indicador de confiabilidade $SAIFI$ da seção de linha i e seções a jusante, referente à estrutura-aterramento j ;

$MAIFI_{Eij}$ é a contribuição ao indicador de confiabilidade $MAIFI_E$ da seção de linha i e seções a jusante, referente à estrutura-aterramento j ;

$SAIFI_{ij}^*$ é a contribuição ao indicador de confiabilidade global $SAIFI^*$ da seção de linha i e seções a jusante, referente à estrutura-aterramento j ;

x_{ij} é a variável binária referente à estrutura-aterramento j localizada na seção de linha i .

Assim, foram apresentadas as equações para calcular os três indicadores que serão utilizados para quantificar a confiabilidade do alimentador em função do tipo de estrutura-aterramento utilizado para cada trecho do mesmo.

4.4 PROGRAMAÇÃO LINEAR INTEIRA MISTA PARA OTIMIZAÇÃO DOS INDICADORES DE CONFIABILIDADE

Na programação linear inteira mista (PLIM) não existem condições de otimização conhecidas para testar se uma dada solução viável é ótima a não ser através da comparação explícita ou implícita desta solução com cada uma das soluções viáveis do problema. Este é o motivo pelos quais estes problemas são resolvidos por intermédio de métodos de enumeração que buscam solução ótima no conjunto de soluções viáveis (PINEDO, 2010).

Por se tratar, de um problema de programação linear inteira mista (PLIM), é garantida a convergência para um valor ótimo global resultando em uma solução de qualidade. (MADUREIRA, 2017). Segundo (DELGADO, 2015), existem vantagens e desvantagens na utilização de PLIM em problemas de otimização em SEP, os quais são descritas a seguir.

Vantagens de um problema de PLIM:

- Em geral, é um problema mais fácil de resolver em comparação com um problema de PNLIM;
- Garantia de convergência para a solução ótima global;
- Teoria robusta com metodologia confiável;

- Região de busca convexa.

Desvantagens de um problema de PLIM:

- Em geral, a modelagem completa de um problema real não pode ser representada por um problema de PLIM;
- Aplicação restrita a uma pequena quantidade de problemas;
- Para problemas de grandes dimensões (variáveis, restrições, etc.), produz ótimos locais de baixa qualidade quando algum problema de PNLIM é relaxado a um PLIM.

A utilização de Programação Linear Inteira Mista (PLIM) permite que inúmeros problemas de otimização em SEP sejam fielmente modelados, segundo indicaram as referências da seção 3.3. Uma vez modelados, em princípio, esses problemas podem ser resolvidos de maneira exata através da utilização de *solvers* de problemas PLIM, muitos deles são comerciais ou também de acesso livre e disponíveis na Internet (LINDEROTH; RALPHS, 2005).

A seguir serão apresentados os modelos de otimização propostos para escolha e alocação da estrutura-aterramento em cada trecho do alimentador do SDEE.

4.5 MODELO PLIM PARA OTIMIZAÇÃO DE SAIFI*

A abordagem do primeiro modelo matemático de otimização consiste na caracterização da confiabilidade do alimentador levando em consideração o número total de interrupções quantificado pelo indicador de confiabilidade (*SAIFI**), obtido segundo a equação (4.3). Desta forma, são contabilizadas todas as interrupções, independentemente da duração das mesmas. Neste caso, o modelo proposto para selecionar a estrutura-aterramento de cada trecho do alimentador minimiza o *SAIFI**, tendo como restrição o investimento a ser realizado.

A matriz $SAIFI^*_{[i \times j]}$ é formada por elementos $SAIFI^*_{ij}$, na qual as linhas da matriz representam as seções do alimentador i e as colunas as estruturas-aterramentos j . A variável $SAIFI^*_{ij}$ é assegurada por meio de restrições técnicas que impõem a seleção da estrutura-aterramento j como condição à sua alocação para cada seção de linha i . A restrição é o custo do investimento total para a melhoria da confiabilidade. O modelo de otimização de *SAIFI** é qualificado como um problema de Programação Linear Inteira Mista (PLIM).

O modelo é caracterizado por uma função objetivo (FO), definida pelo indicador *SAIFI**, cujas variáveis de decisão definem a seleção e localização da estrutura-aterramento adequada para cada seção de linha. O modelo proposto é apresentado em (4.5).

$FO: \min SAIFI^*$

s.a.

$$\begin{aligned}
 \sum_{j=1}^{ne} x_{ij}^{i=1} &= 1 \\
 &\vdots \\
 \sum_{j=1}^{ne} x_{ij}^{i=ns} &= 1 \\
 \sum_{i=1}^{ns} \sum_{j=1}^{ne} (Custo_{ij}^{inicial} + Custo_{ij}^{modificado}) \cdot x_{ij} &\leq Custo_{Total}
 \end{aligned} \tag{4.5}$$

Onde:

$Custo_{ij}^{inicial}$ é o custo inicial da estrutura-aterramento j considerando a seção de alimentador i , para uma estrutura não protegida o custo é nulo (R\$);

$Custo_{ij}^{modificado}$ é o custo de alocar e/ou modificar a estrutura-aterramento j na seção de linha i (R\$);

$Custo_{Total}$ é o custo total do investimento da concessionária (R\$).

Os somatórios definidos para $i = 1 \dots ns$ são restrições técnicas que limitam a alocação de somente uma estrutura-aterramento para cada seção de linha. A restrição econômica limita o custo total de investimento, dado pela soma dos custos individuais das estruturas de cada seção.

4.6 MODELO PLIMM PARA OTIMIZAÇÃO DE SAIFI, MAIFI_E E CUSTOS DOS INVESTIMENTOS

Este modelo de otimização pretende atingir 3 objetivos simultaneamente, o SAIFI, o MAIFI_E e o custo de investimento. Este modelo é formulado como um problema de Programação Linear Inteira Mista Multiobjetivos (PLIMM), visando o balanço ótimo entre estes objetivos, dado que os mesmos são conflitantes.

A programação por metas é uma técnica de otimização multiobjetivo baseada no conceito de satisfazer uma série de objetivos, tentando alcançar um conjunto de metas o mais próximo possível (TAMIZ *et al.*, 1998). No método de programação por metas utilizado neste trabalho, a ideia básica é que sejam especificados níveis de aspiração para a função objetivo, sendo minimizada a soma ponderada dos desvios destes níveis de aspiração. Isto é conhecido como programação por metas ponderada. Uma função objetivo em conjunto com um nível de aspiração de cada objetivo. Níveis de aspiração são selecionados de modo que eles não sejam

exequíveis simultaneamente. A formulação algébrica do modelo de programação por metas foi apresentada pela primeira vez em (MIETTINEN, 1999).

As metas são definidas como:

- *meta 1* é dada pelo indicador *SAIFI*;
- *meta 2* é dada pelo indicador *MAIFI_E*;
- *meta 3* é dada pelo custo de investimento da concessionária.

As restrições são a seleção de um único conjunto estrutura-aterramento para cada seção do alimentador, similar ao modelo dado por (4.5).

O modelo PLIMM proposto tem a formulação dada por (4.6).

$$FO: \min w_1 \cdot \delta_1 + w_2 \cdot \delta_2 + w_3 \cdot \delta_3$$

s.a:

$$SAIFI - \delta_1 = g_1$$

$$MAIFI_E - \delta_2 = g_2$$

$$Custo_{investimento} - \delta_3 = g_3$$

$$\sum_{j=1}^{ne} x_{ij}^{i=1} = 1$$

⋮

$$\sum_{j=1}^{ne} x_{ij}^{i=ns} = 1$$

$$\delta_1, \delta_2, \delta_3 \geq 0$$

(4.6)

Onde:

Custo_{investimento} é o custo de investimento da concessionária (R\$);

δ_1 é o desvio de *SAIFI* em relação à meta g_1 ;

g_1 é a meta para objetivo *SAIFI*;

δ_2 é o desvio de *MAIFI_E* em relação à meta g_2 ;

g_2 é a meta para objetivo *MAIFI_E*;

δ_3 é o desvio de *Custo_{investimento}* em relação à meta g_3 ;

g_3 é a meta para objetivo *Custo_{investimento}*;

w_1, w_2 e w_3 são fatores de normalização.

Os fatores de normalização w_1, w_2 e w_3 são dados por (4.7), (4.8) e (4.9), respectivamente:

$$w_1 = \frac{1}{SAIFI^{Máx}} \quad (4.7)$$

$$w_2 = \frac{1}{MAIFI_E^{Máx}} \quad (4.8)$$

$$w_3 = \frac{1}{Custo_{investimento}^{Máx}} \quad (4.9)$$

Onde:

$SAIFI^{Máx}$ e $MAIFI_E^{Máx}$ são os máximos valores de $SAIFI$ e $MAIFI_E$;

$Custo_{investimento}^{Máx}$ é o máximo valor de investimento da concessionária (R\$).

4.7 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo, foi apresentada a metodologia para calcular os indicadores de confiabilidade do alimentador frente a descargas atmosféricas para as distintas configurações de estrutura-aterramento.

Posteriormente, foram apresentados os dois modelos matemáticos propostos para otimização da proteção contra descargas atmosféricas. O primeiro modelo proposto otimiza o indicador $SAIFI^*$ utilizando PLIM. O segundo modelo proposto otimiza simultaneamente os indicadores $SAIFI$ e $MAIFI_E$ e o investimento do sistema utilizando PLIMM.

5 MODELAGEM E SIMULAÇÃO

5.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo, são descritos os modelos usados para a modelagem e simulação das descargas atmosféricas para aplicar a metodologia proposta. Para calcular a corrente crítica, será utilizado a interfase gráfica ATPDraw do programa de simulação de transitórios eletromagnéticos ATP-EMTP e a sua ferramenta chamada de TACS-MODELS cuja linguagem de programação é o FORTRAN.

5.2 MODELAGEM DOS COMPONENTES NO ATP-EMTP

O programa ATP-EMTP (*Alternative Transient Program - Electromagnetic Transient Program*), da *Bonneville Power Administration* (BPA, 2010), possui modelos para cada um dos elementos, podendo ser simulados fenômenos eletromagnéticos produzidos por descargas atmosféricas e, assim, obter resultados de acordo ao grau de complexidade do modelo adotado pelo usuário.

O programa ATP-EMTP, no seu processador gráfico ATPDraw (HØIDALEN, 2012), não dispõe de um único modelo de linha aérea adequado para o cálculo de sobretensões induzidas por surto atmosférico. Todavia, possibilita que os usuários possam desenvolver seus próprios modelos por meio do TACS-MODELS (DUBE, 1996; DOMMEL, 2002).

Os modelos físicos dos componentes ou dispositivos elétricos do sistema envolvido baseiam-se na representação do alimentador considerando a dependência da frequência de seus parâmetros elétricos. Os elementos do sistema como condutores, postes, isoladores, cruzetas e sistema de aterramento são modelados por um circuito elétrico equivalente.

Diversos grupos de trabalho e pesquisadores, têm publicado vários estudos referentes à modelagem dos componentes dos SEP na análise de transitórios (IEEE, 1996; IEEE, 2005) e (GOLE; MARTINEZ, 1999). Nas seções seguintes, serão apresentados os modelos utilizados para representar cada um dos componentes no programa ATP-EMTP em sua interfase gráfica ATPDraw, com o objetivo de simular seu comportamento frente a descargas atmosféricas.

5.2.1 Fonte de Descarga Atmosférica Direta

As descargas atmosféricas foram representadas por uma fonte de corrente tipo Heidler, e representada por uma fonte de corrente impulsiva do tipo 4/20 μ s conectada em paralelo a uma

resistência de 400Ω que representa o valor de impedância do canal de descarga (BEWLEY, 1963; BEDOUI *et al.*, 2010). Os parâmetros como o tempo de subida, a corrente de pico máxima e a duração do surto são determinados por uma abordagem estatística, considerando a densidade de descargas no solo de um local em particular. O procedimento de cálculo para estes parâmetros é mostrado em (CIGRE WG 33.01, 1991; IEEE STD.1410, 2010). Na Figura 12, podem-se observar as variáveis utilizadas para modelar a fonte da descarga atmosférica utilizando o modelo de fonte tipo Heidler, do ATPDraw (BPA, 2010).

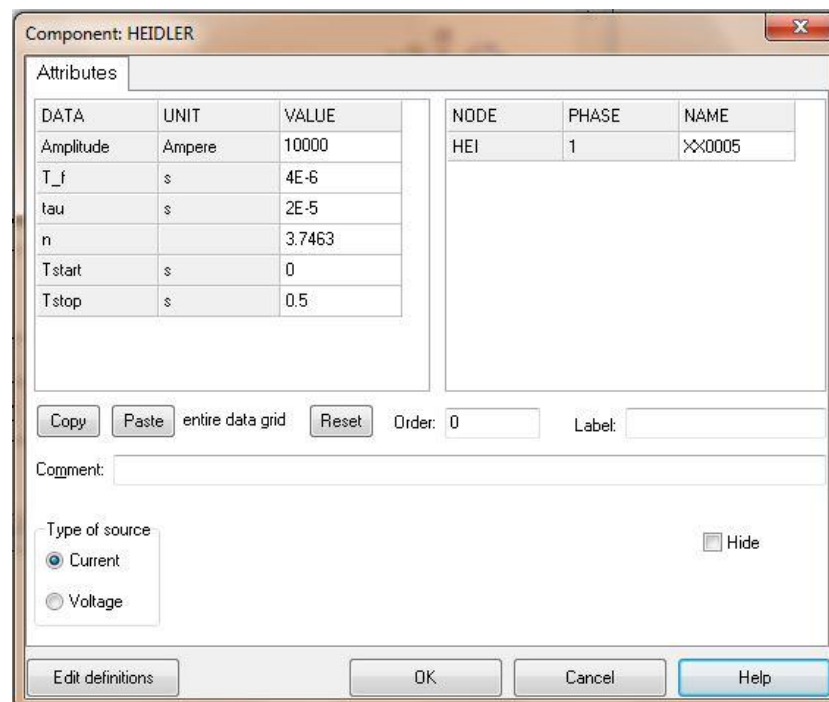


Figura 12. Janela de interação com o usuário do modelo da fonte tipo Heidler no ATPDraw.

Onde:

Amplitude é a amplitude da função corrente (A). Não representa o valor de pico do surto;

T_f é a duração da frente (s). Intervalo entre $t=0s$, até o tempo do pico da função;

tau é a duração do surto (s). Intervalo entre $t=0s$ e o ponto na cauda onde a amplitude da função caiu para 37% do seu valor de pico;

n é o fator que influencia a taxa de aumento da função. O aumento de *n* aumenta o máximo da inclinação;

T_{start} é o tempo de início em (s). Valor de origem zero para $T < T_{start}$;

T_{stop} é o tempo final em (s). Valor de origem zero para $T > T_{stop}$.

5.2.2 Fonte de Tensão Induzida por Descargas Atmosféricas Indiretas

Os modelos de acoplamento, assumindo-se uma determinada distribuição de corrente no canal de descarga, são responsáveis pelo cálculo da tensão induzida. A literatura apresenta alguns modelos de maior relevância, sobretudo os modelos analíticos mais conhecidos como o modelo de Rusck (1957), Taylor (1965), Agrawal (1980), Rachidi (1996), entre outros.

Na literatura, existem alguns programas computacionais para solução das equações de acoplamento a partir de métodos numéricos, sendo citados os seguintes:

- O programa LIV-ATP, do inglês *Lightning Induced Voltages*, é de acesso livre para usuários do ATP (HØIDALEN, 1997; 1999; 2003).
- O programa LIOV-EMTP, do inglês *Lightning Induced Overvoltages*, é limitado e deve-se ter licença do EMTP-RV (NUCCI, 2000a; NUCCI, 2000b; BORGHETTI *et al.*, 2004).
- O programa YALUK-ATP (PEREZ, 2002) é baseado na metodologia do LIOV-EMTP, mas está implementado no ATP-Draw, ou seja, é de acesso livre para usuários do ATP.
- Programa que possui um modelo de acoplamento para o cálculo da tensão induzida em sistemas de distribuição desenvolvido no Brasil, chamado de HEM, do inglês *Hybrid Electromagnetic Model* (VISACRO, 2004a; VISACRO; SOARES, 2005). A aplicação deste modelo é citada em numerosos trabalhos encontrados na literatura (VISACRO, 2005; DE CONTI *et al.*, 2012; SILVEIRA *et al.*, 2011; CONTI *et al.*, 2010a, 2010b; SILVEIRA *et al.*, 2009a; 2009b; 2008; 2006).

Neste trabalho, foi desenvolvido um modelo de fonte de tensão induzida a partir do modelo utilizado por Rusck (1957). Este modelo é aplicado no TACS-MODELS do programa de transitórios eletromagnéticos ATP-EMTP para o estudo dos efeitos da onda de tensão induzida em alimentadores aéreos.

Como é conhecido, o programa ATP-EMTP trabalha no domínio do tempo. Portanto, a equação de Rusck (2.29) deve estar em função do tempo. Deste modo, o modelo da fonte de tensão induzida deve seguir tal critério em relação às características de sua forma de onda. A expressão analítica do modelo de fonte de tensão induzida de Rusck é dada pela equação (5.1). Com esta equação é possível verificar a influência da variação de alguns parâmetros na onda de tensão induzida, como: a velocidade de propagação da onda da corrente de retorno, a

amplitude da corrente, da altura do condutor da linha e a menor distância entre a descarga atmosférica e a linha de distribuição (RUSCK, 1957).

$$V_{(t)} = 2Z_0 I h \frac{vt}{y^2 + (vt)^2} \left(1 + \frac{\beta vt}{\sqrt{(vt)^2 + y^2 (1 - \beta^2)}} \right) \quad (5.1)$$

Onde:

Z_0 é a impedância característica do canal de descarga, $Z_0 = 1/4\pi (\sqrt{\mu_0/\epsilon_0}) = 30(\Omega)$;

μ_0 é a permeabilidade magnética e permitividade do vácuo, $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}(\text{H/m})$;

ϵ_0 é a permissividade elétrica do vácuo, $\epsilon_0 = 8,85418 \times 10^{-12}(\text{F/m})$;

I é a corrente de pico da primeira descarga de retorno (kA);

h é altura do alimentador aéreo ao partir do nível do solo (m);

β é a relação v/v_0 ;

v é a velocidade de propagação da corrente de retorno (m/ μs);

v_0 é a velocidade de propagação da luz (m/ μs);

t é o tempo decorrido a partir do início da corrente de retorno (s);

y é a menor distância perpendicular entre a linha e o canal de descarga (m).

A partir da equação (5.1), é possível obter a expressão que representa a onda da tensão induzida em uma linha aérea de distribuição. Existem algumas divergências para o valor da velocidade da onda da corrente de retorno que dependem do meio (material), com valores que oscilam entre 60 até 300m/ μs , sendo que o valor de velocidade recomendado é de 120m/ μs (IEEE STD.1410, 2010). A fonte impulsiva está conectada em paralelo a uma resistência de 400 Ω que representa o valor de impedância do canal de descarga (BEWLEY, 1963; BEDOUI *et al.*, 2010). Os parâmetros de entrada são determinados pelo usuário de acordo com as características do caso simulado.

Para simular a tensão induzida na linha foi utilizada uma fonte de corrente em paralelo com a impedância do canal de descarga. Esta escolha é justificada pelo fato de que a representação de uma fonte de tensão implica alguns inconvenientes para a simulação do modelo (HØIDALEN, 2012). A Figura 13 ilustra a representação do modelo da fonte no ATPDraw.

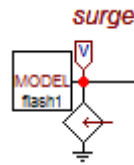


Figura 13. Bloco do modelo INDUCE da fonte de corrente que reproduz os efeitos da tensão induzida desenvolvido no TACS-MODELS do ATPDraw.

Na Figura 14, é mostrada a interface gráfica do ATPDraw para entrada dos parâmetros do modelo de fonte de sobretensão induzida por descargas indiretas. Para maiores detalhes ver no APÊNDICE C a implementação do modelo INDUCE.

MODEL: INDUCE

Attributes

DATA	UNIT	VALUE
HEIGHT	m	10
DISTAN	m	100
Imax	kA	10
SPEED	m/μs	120
ZSURGE	ohms	300

NODE	PHASE	NAME
linduc	1	Vinduc

Copy Paste Reset Order: 0 Label:

Comment:

Models Library

Model: Edit Use As: Record Hide Protect

Edit definitions OK Cancel Help

Figura 14. Janela de interação com o usuário no ATPDraw do modelo INDUCE desenvolvido no TACS-MODELS.

Onde:

HEIGHT é a altura do condutor da linha de distribuição (m);

DISTANT é a menor distância perpendicular entre a linha e o raio (m);

Imax é o valor de pico da corrente de retorno (kA);

SPEED a velocidade de propagação da corrente de retorno (m/μs);

Zsurge é a impedância característica do canal de descarga (Ω).

5.2.3 Alimentadores Aéreos

O alimentador de distribuição é representado considerando o comprimento do vão entre dois postes consecutivos, sendo modelado por parâmetros distribuídos e dependentes da frequência pelo modelo de linha tipo JMarti (BPA, 2010), que é considerado como um dos modelos mais precisos para este tipo de estudos (MARTINEZ, 1999). A representação de todos os vãos é realizada mediante um modelo de linha trifásica, sendo que este bloco não considera a transposição da linha nem o efeito corona.

As frentes de onda, com picos de tensão mais elevados, são observadas na proximidade do ponto de impacto da descarga. É necessário, porém, considerar em estudos os postes vizinhos ao poste atingido pela descarga atmosférica (MARTINEZ; CASTRO, 2005a; 2005b). De este modo os alimentadores são representados por várias seções de linha a cada lado do poste atingido pelo surto.

Os dados considerados na sub-rotina (JMarti) foram: frequência característica repartida em 8 décadas com 10 pontos/décadas; frequência fundamental igual à frequência industrial de 60 Hz; e o valor de 500 kHz como frequência característica para representar fenômenos relativos a surtos atmosféricos, levando em consideração o efeito pelicular “*skin effect*” (IEEE, 1996). No modelo de linha JMarti, os parâmetros como a resistência e a indutância da linha são dependentes da frequência de operação do sistema, sendo esse modelo adequado para analisar as sobretensões de origem atmosféricas (MARTI, 1982; DOMMEL, 1986; 2002).

Os cabos de guarda usualmente são de aço, sendo elementos ferromagnéticos. Neste trabalho, estes cabos são modelados por meio de modelo de linha tipo JMarti, que considera todos os condutores do mesmo material, apresentando a limitação de não considerar os efeitos de materiais ferromagnéticos. Na Figura 15 e na Figura 16, é apresentado um estudo de resposta em frequência (*Line Model Frequency Scan*) do modelo de linha tipo JMarti usando a ferramenta do ATPDraw. A validação foi realizada na frequência de 500 kHz pertencente a fenômenos eletromagnéticos por descargas atmosféricas, e observa-se como a impedância de sequências positiva e zero do modelo JMarti para um condutor com cabo de guarda conduz a resultados similares ao modelo analítico PI (BPA, 2010). Portanto, o modelo de linha JMarti utilizado neste estudo está correto e a resposta em frequência ajusta-se perfeitamente ao fenômeno eletromagnético (0,5 a 1MHz).

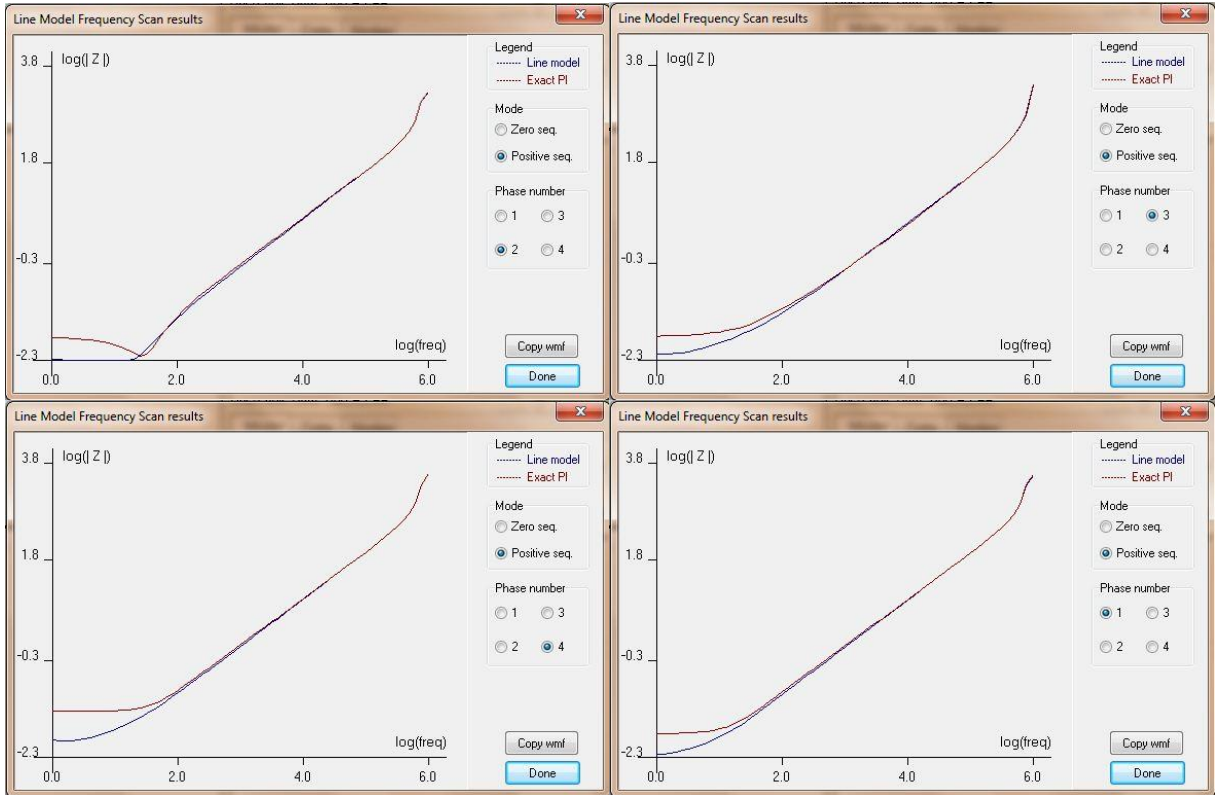


Figura 15. Resposta em frequência da impedância de seqüência positiva do alimentador com cabo de guarda - modelo JMarti (BPA, 2010).

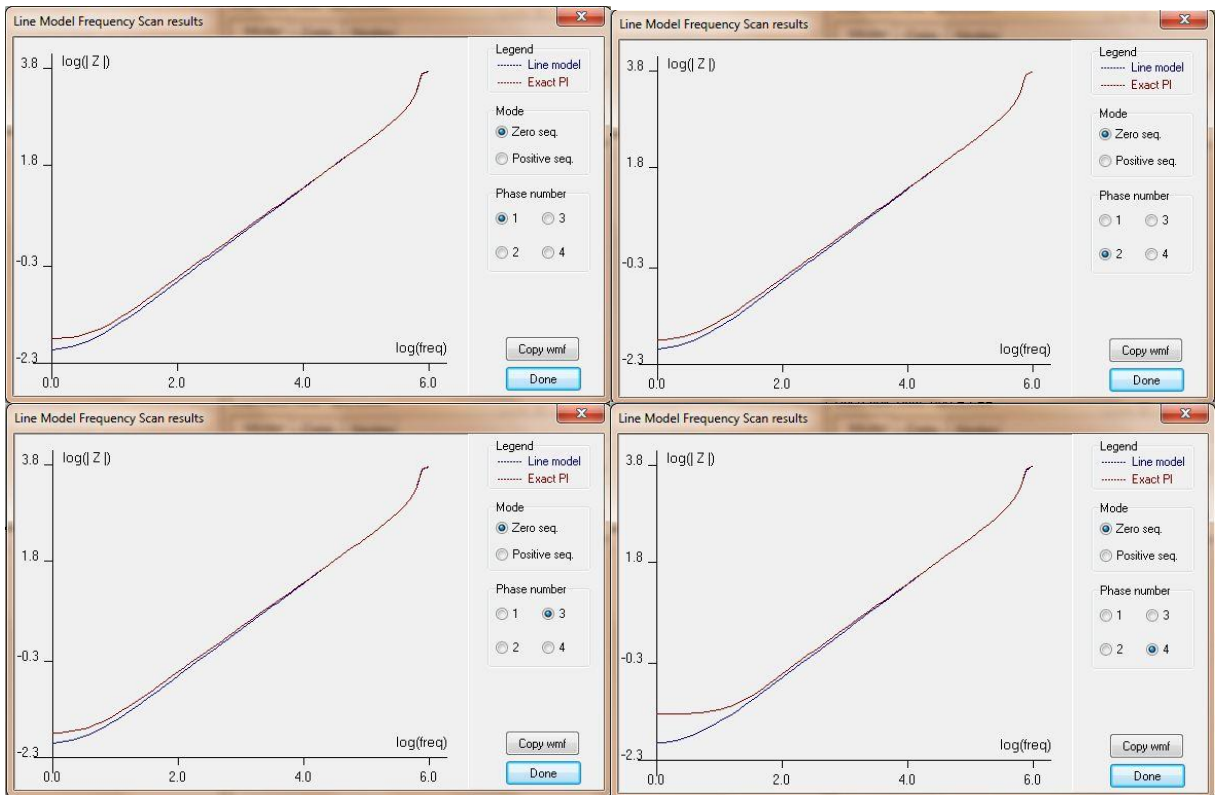


Figura 16. Resposta em frequência da impedância de seqüência zero do alimentador com cabo de guarda - modelo JMarti (BPA, 2010).

Por razões de espaço, optou-se por apresentar somente a resposta em frequência da impedância de sequência positiva e zero da estrutura tipo normal com cabo de guarda, sendo que a estrutura tipo normal sem blindagem e normal com Captor Franklin possuem características iguais em todo o espectro de frequência analisado.

5.2.4 Estruturas de Redes de Distribuição

Os postes são modelados por impedâncias que dependem do comprimento de cada segmento de poste. As impedâncias que modelam o poste são conectadas em série com a impedância de aterramento (MARTINEZ; CASTRO, 2005a; 2005b). Os postes são modelados por meio de impedâncias de parâmetros distribuídos pelo modelo LINEZT_1, disponível no ATPDraw (BPA, 2010). As impedâncias mostradas na Figura 17 foram calculadas mediante a equação (2.15), cada uma delas especificada para uma distância diferente, neste caso, H_1 e H_2 . As estruturas das redes de distribuição são formadas pelos postes-cruzetas com disposição geométrica dos condutores na linha horizontal. Em sistemas de distribuição a impedância da cruzeta é desprezível.

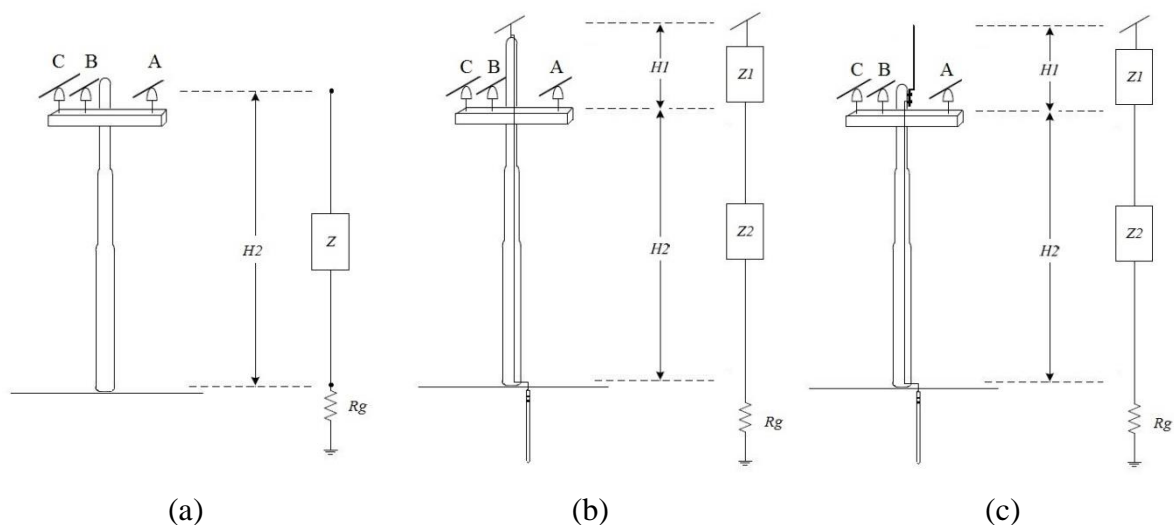


Figura 17. Representação do modelo elétrico das estruturas de distribuição - Estrutura (a) sem blindagem, (b) com cabo de guarda e (c) com captor Franklin.

5.2.5 Sistemas de Aterramento

Para cada tipo de aterramento, é calculado o valor da resistência de aterramento R_g segundo as equações (2.17) - (2.21). O valor da resistência para cada tipo de aterramento é alterado conforme varia a resistividade do solo devido as características próprias do solo (composição e humidade da terra) existente no local onde se encontra. O aterramento é

modelado no ATPDraw por meio de uma resistência (consideração mais desfavorável) pelo modelo tipo *Resistor* disponível no ATPDraw.

5.2.6 Rede Equivalente do Sistema na Subestação

A sobretensão máxima que surge numa linha aérea em consequência de descargas atmosféricas depende não somente da sobretensão originada pela corrente do raio, mas também da tensão de operação no momento do surgimento da descarga atmosférica. O valor da tensão em cada fase pode ser calculado de forma aleatória com uma distribuição uniforme do ângulo de fase entre 0° e 360° . Em linhas de distribuição, a contribuição desta tensão no cálculo de sobretensões por descargas diretas ou indiretas é praticamente desprezível (IEEE STD.1410, 2010).

O sistema equivalente a montante da subestação é representado no ATPDraw por uma fonte de tensão ideal tipo 14 ACSOURSE (DOMMEL, 1986) em série com a impedância equivalente de Thèvenin. Essa impedância é modelada por uma linha tipo RLC3 que representa as impedâncias de curto-circuito de sequência positiva e de sequência zero do sistema (BPA, 2010).

5.2.7 Circuitos Terminais de Linha

Para poder reproduzir o processo transitório como se a linha fosse de comprimento infinito, pode-se adicionar um trecho de linha de 3 km a cada um dos vãos mais externos da linha, modelado pelo bloco LINEZT_3 da biblioteca do ATPDraw (DOMMEL, 1986). Esta consideração é feita a fim de reproduzir o efeito de propagação da onda de tensão na linha. Uma das extremidades do alimentador está conectada à subestação e a outra se conecta à terra por uma matriz de resistências, que é igual à matriz de impedâncias características da linha, para assim evitar a reflexão das ondas de tensão (MARTINEZ; CASTRO, 2003; 2008).

5.2.8 Descarga de Contorno nos Isoladores

A descarga de contorno nos isoladores ocorre quando a sobretensão excede a curva de suportabilidade dielétrica do isolador (curva tensão-tempo). A descarga de contorno pode ser simulada mediante chaves controladas com base em modelos implementados usando TACS-MODELS. A tensão entre qualquer uma das fases e terra é comparada com a tensão crítica de

contorno (MARTINEZ, 2002a; 2002b). A descarga de contorno é simulada no ATPDraw por meio de uma chave controlada por tensão conectada em paralelo, como mostrado na Figura 18.

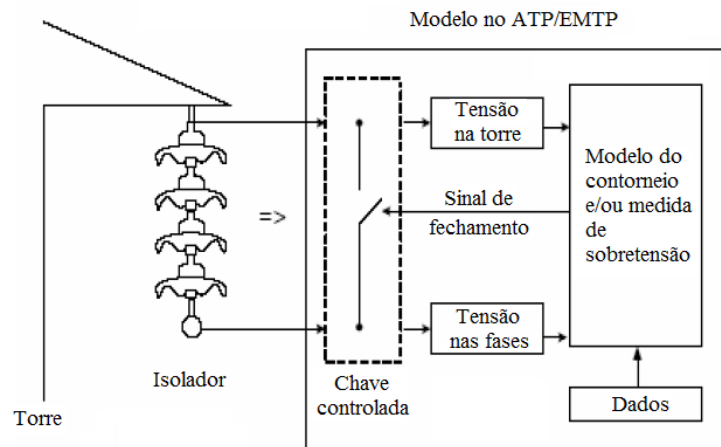


Figura 18. Modelo elétrico do isolador no ATPDraw (Adaptado de MARTINEZ, 2002b).

A chave recebe a ordem de fechar seus contatos do modelo de descarga de contorno implementado com a linguagem TACS-MODELS do ATP-EMTP, ou pode ser simulado também por meio de uma chave dependente da tensão. Se a sobretensão transitória ultrapassa o valor fixado do CFO do isolador, fecham-se os contatos do interruptor, representando assim o fenômeno de descarga de contorno direta ou reversa.

5.3 MODELO DO ALIMENTADOR

As Figura 19, Figura 20 e Figura 21 apresentam os esquemas equivalentes para todos os casos estudados. Os modelos de alimentadores estudados são:

- alimentador com estrutura tipo normal sem blindagem;
- alimentador com estrutura tipo normal com blindagem utilizando captor Franklin e cabo de descida conectado ao aterramento;
- alimentador com estrutura tipo normal com blindagem utilizando cabo de guarda e cabo de descida conectado ao aterramento.

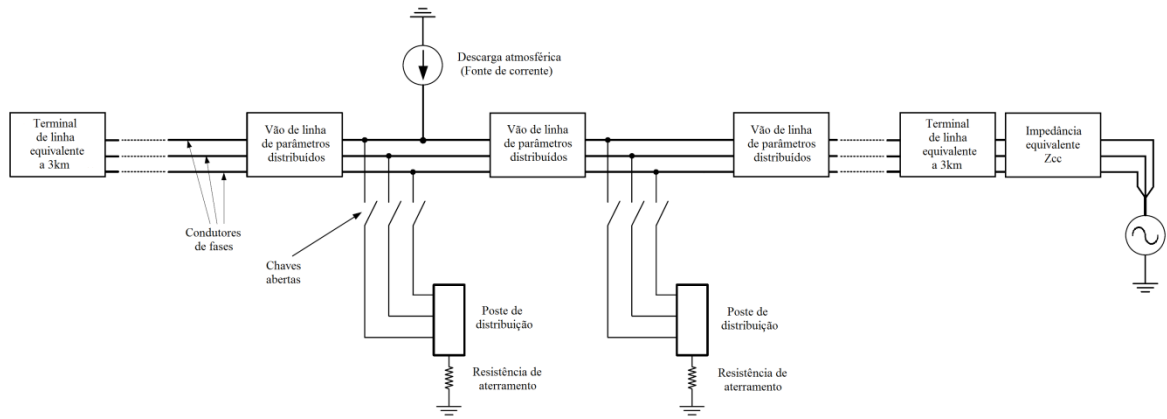


Figura 19. Modelo do alimentador sem blindagem.

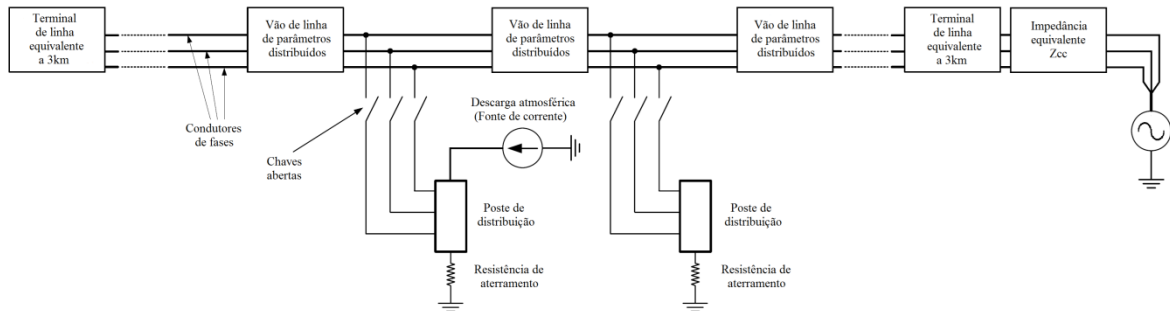


Figura 20. Modelo do alimentador com captor Franklin.

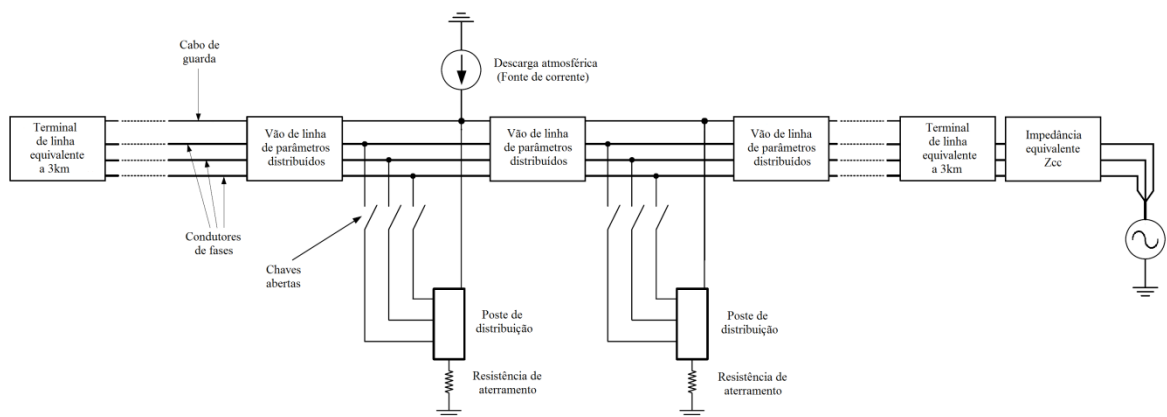


Figura 21. Modelo do alimentador com cabo de guarda.

Para maior detalhamento dos circuitos do sistema teste implementados no ATPDraw, na Figura 66 até Figura 71 do Apêndice B, são apresentados os casos para impactos diretos e indiretos para os três tipos de estruturas estudadas. As figuras apresentadas a seguir mostram o

zoom dos circuitos elétricos, modelados no ATPDraw, do alimentador de distribuição com estrutura tipo Normal sem blindagem (Figura 22), com captor Franklin (Figura 23) e com cabo de guarda (Figura 24) sujeitos a descargas atmosféricas diretas. O comprimento do sistema teste é de 1km e vão de 100m.

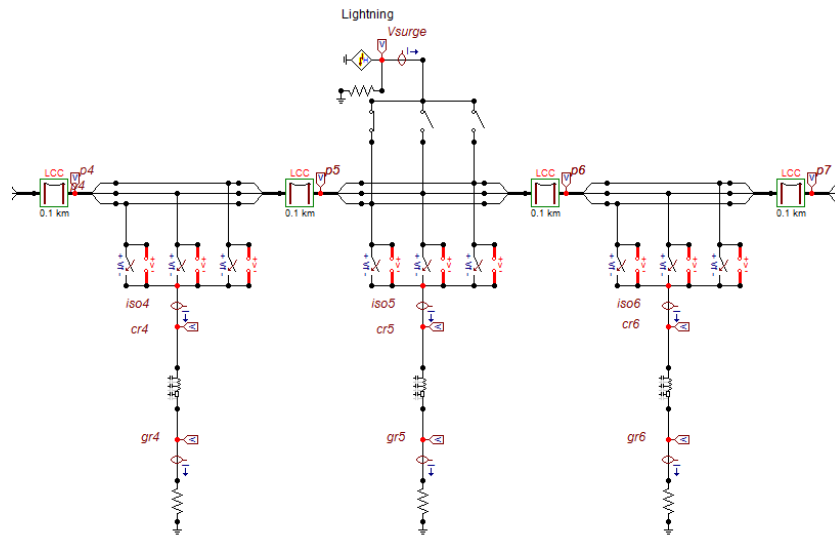


Figura 22. Zoom do modelo de descargas diretas no alimentador com estrutura normal.

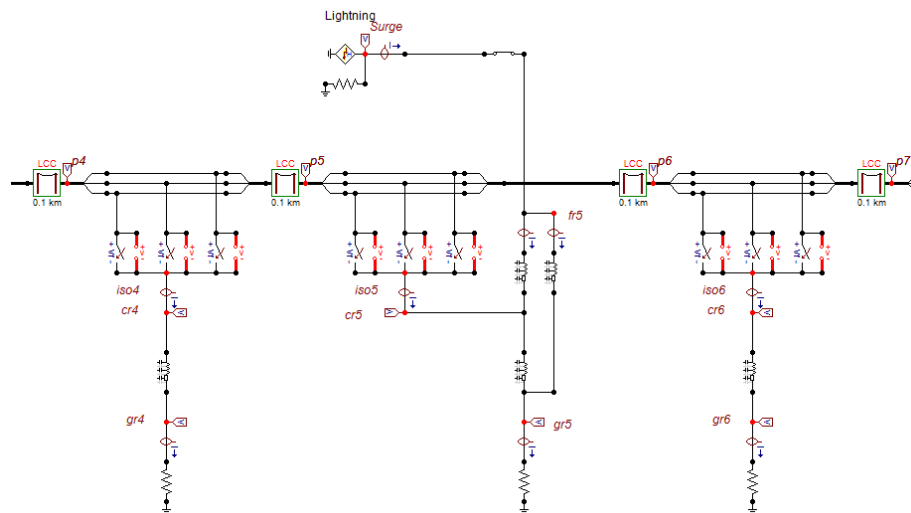


Figura 23. Zoom do modelo de descargas diretas no alimentador com captor Franklin.

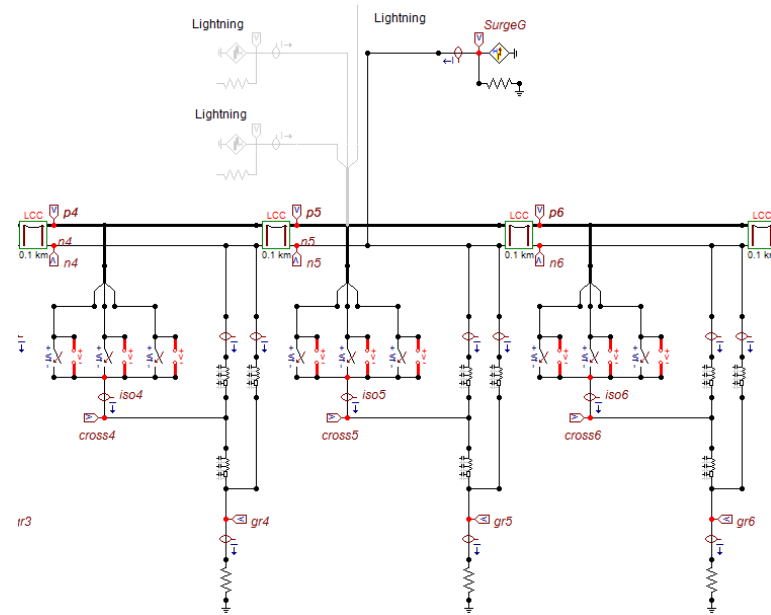


Figura 24. Zoom do modelo de descargas diretas no alimentador com cabo de guarda.

As seguintes figuras representam o detalhe (zoom) dos circuitos elétricos, modelados no ATPDraw, do alimentador de distribuição com estrutura tipo Normal sem blindagem (Figura 25), com captor Franklin (Figura 26) e com cabo de guarda (Figura 27) sujeitos a sobretensões por descargas atmosféricas indiretas.

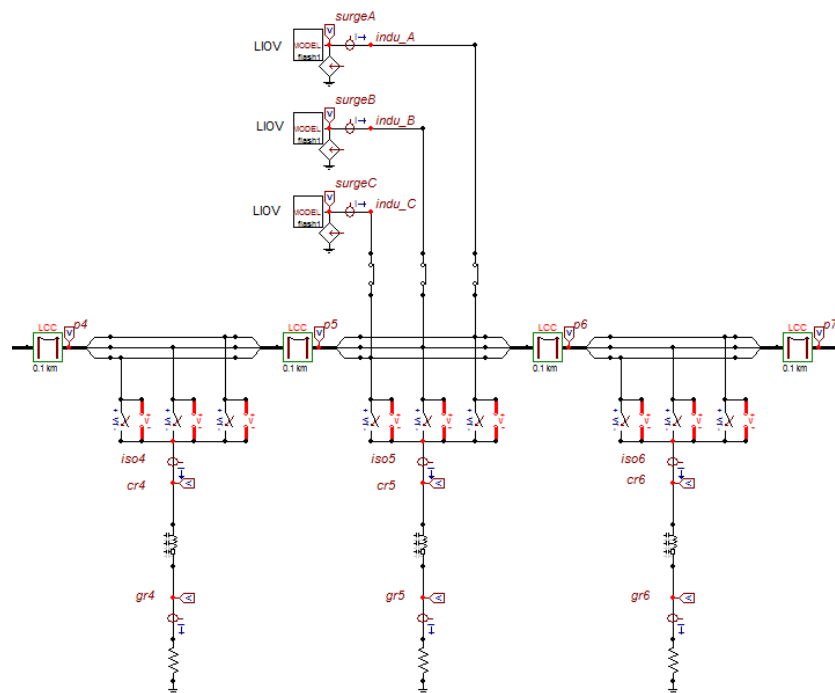


Figura 25. Zoom do modelo de descargas indiretas no alimentador com estrutura normal.

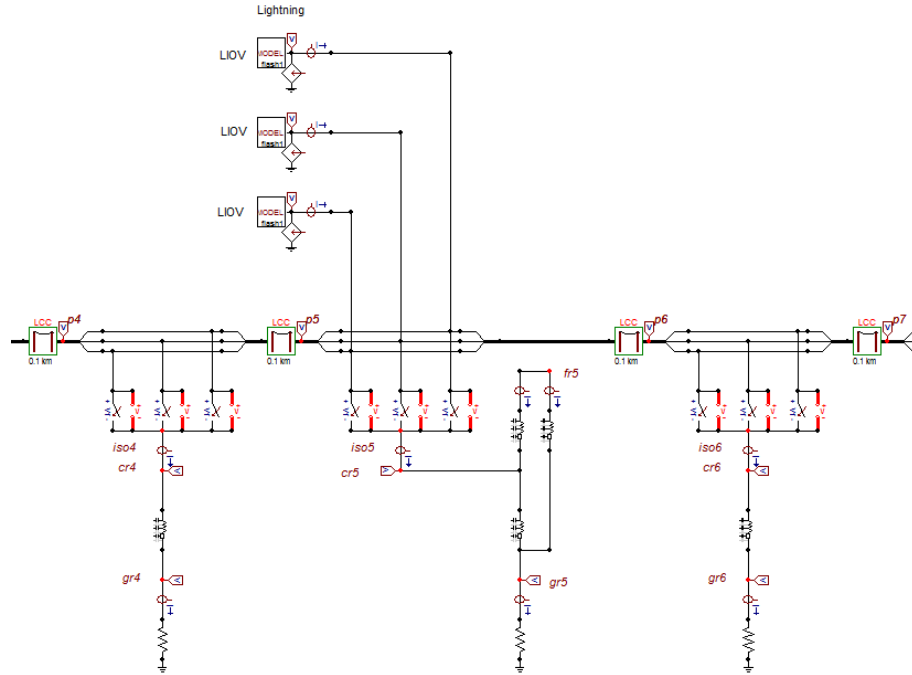


Figura 26. Zoom do modelo de descargas indiretas no alimentador com captor Franklin.

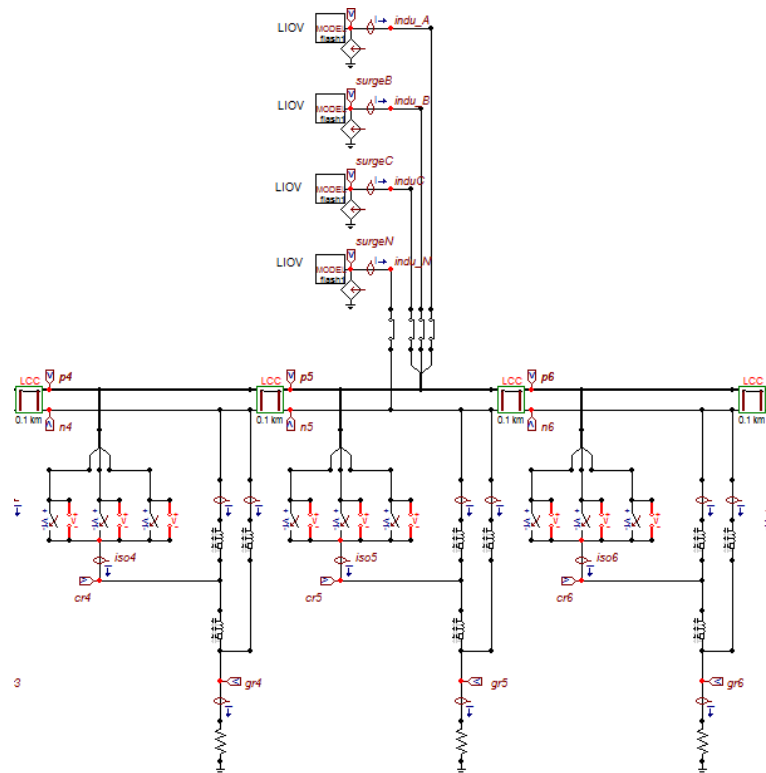


Figura 27. Zoom do modelo de descargas indiretas no alimentador com cabo de guarda.

As combinações entre estruturas e aterramentos resulta em numerosas possibilidades, e se ainda se considera que para cada seção de linha pode-se adotar diferentes combinações das mesmas, e se a isso soma-se as possíveis combinações ao longo do circuito a ser estudado,

resulta de múltiplas combinações de estruturas-aterramentos com infinitas possibilidades de resultados. Por tanto, neste trabalho, o alimentador normalizado de 1km é construído com as mesmas estruturas-aterramentos em todo seu comprimento, utiliza-se este conceito para uniformizar o estudo do comportamento do alimentador frente a descargas atmosféricas.

5.4 ESTUDOS DE SENSIBILIDADE

5.4.1 Influência da Resistividade do Solo nas Distâncias de Atração

A Figura 75, no ANEXO A, representa o modelo eletrogeométrico e, de acordo com a sua formulação, são definidos os raios de atração do cabo r_s e da terra r_g (A.1), a distância máxima $y_{máx}$ (A.2) e a distância mínima y_{min} (A.3). Os gráficos da Figura 28, Figura 29 e Figura 30 representam a distância mínima y_{min} e a distância máxima $y_{máx}$ para as estruturas de tipo normal (sem blindagem) e com cabo de guarda (com blindagem) considerando solo ideal sem perdas ($\rho_{solo} = 0\Omega m$). Para gerar as curvas distância vs corrente de descarga, considera-se que a variação da amplitude da corrente de descarga é de 0,1kA até 200kA, sendo que a menor descarga atmosférica medida até hoje foi de 2kA (IEEE STD 1410, 2010).

A curva y_{min} separa duas regiões. A região sob a curva representa a área de atração por descargas diretas nos respectivos condutores, ou seja, as descargas atmosféricas que atingem a linha de distribuição. A região superior à curva representa a área de incidência das descargas indiretas que atingem solo (descargas disruptivas por sobretensões induzidas).

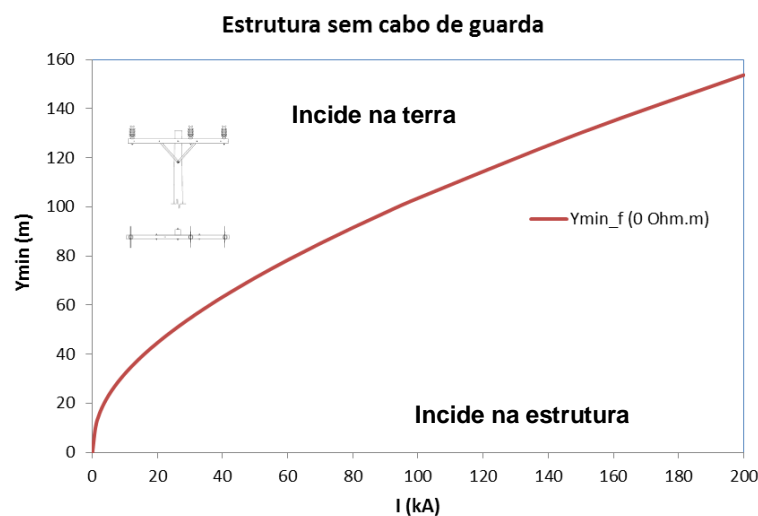


Figura 28. Distância mínima y_{min} para os condutores das fases com solo ideal ($\rho_{solo} = 0\Omega m$).

A Figura 29 representa a comparação das curvas dos condutores das fases (y_{min_f}) e do cabo de guarda (y_{min_cg}) para uma estrutura com blindagem. Observa-se que para qualquer valor da corrente de descarga, I (kA) a curva de linha pontilhada y_{min_cg} (cabo de guarda) sempre é superior à curva contínua y_{min_f} (condutores das fases). Isso quer dizer que, para a disposição geométrica dos condutores da estrutura com cabo de guarda, os condutores das fases poderiam estar protegidos pelo ângulo de proteção fornecido pelo cabo de guarda frente a ação das descargas atmosféricas diretas (IEEE STD 1243, 1997, IEEE STD 1410, 2010).

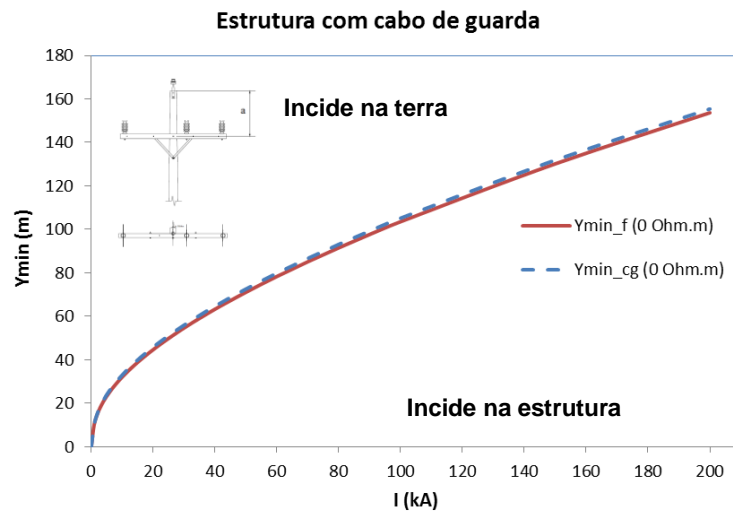


Figura 29. Distância mínima y_{min} para o cabo de guarda e condutores de fase com solo ideal ($\rho_{solo} = 0\Omega\text{m}$).

A Figura 30 representa uma comparação das curvas das distâncias máximas y_{max} (m) das estruturas sem blindagem y_{max_f} e com cabo de guarda y_{max_cg} para condição de solo ideal.

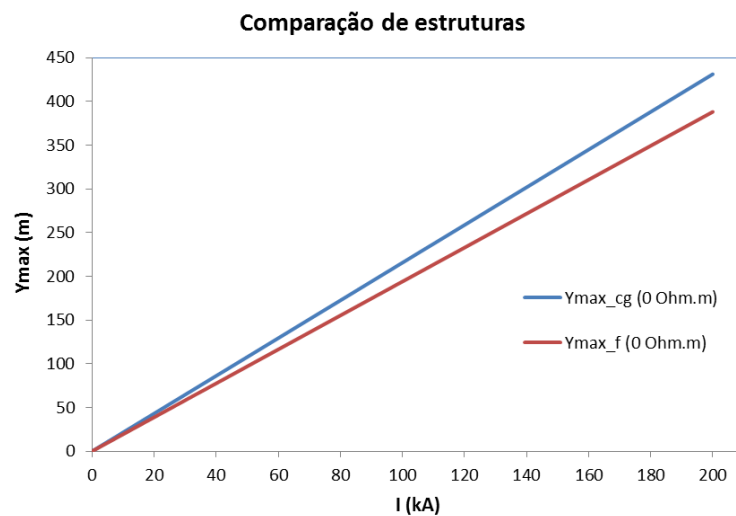


Figura 30. Distância máxima y_{max} para diferentes estruturas com solo ideal ($\rho_{solo} = 0\Omega\text{m}$).

Observa-se que, para qualquer valor da corrente de descarga, I (kA) a curva de linha azul y_{max_cg} (cabo de guarda) sempre é superior à curva contínua vermelha y_{max_f} (condutores das fases). Isso quer dizer que a estrutura com cabo de guarda apresenta maior distância de incidência das descargas indiretas (y_{max}) devido à maior altura do cabo de guarda. Segundo (MARTINEZ *et al.*, 2000), sabe-se que o cabo de guarda reduz as sobretensões induzidas por descargas indiretas, e que esta diferença de distância entre as duas curvas é desprezível em comparação com a redução das sobretensões induzidas pelo cabo de guarda.

Para ambas as estruturas e para um dado valor de I , na medida que aumenta a resistividade do solo ρ_{solo} , aumenta a distância y_{max} e é diretamente proporcional à amplitude da corrente de pico da descarga I e a altura eficaz h_{eficaz} , sendo que a altura eficaz depende da resistividade do solo ρ_{solo} , como indica a equação (A.2) do ANEXO A (IEEE STD 1243, 1997).

A seguir, são descritos os resultados de um estudo de sensibilidade em função da resistividade do solo (ρ_{solo}). Neste estudo, são apresentadas as comparações das distâncias mínimas (y_{min}) e máximas (y_{max}) na condição de solo real com perdas, ou seja, considerando a variação da resistividade do solo de 0 até 2000 Ω m. A Figura 31 apresenta as curvas das distâncias mínimas dos condutores de fase (y_{min_f}) para os distintos valores de resistividade do solo para uma estrutura normal sem blindagem. Observa-se que a curva inferior, de cor azul, representa o solo ideal ($\rho_{solo} = 0\Omega$ m) e as curvas para solo real se encontram muito próximas.

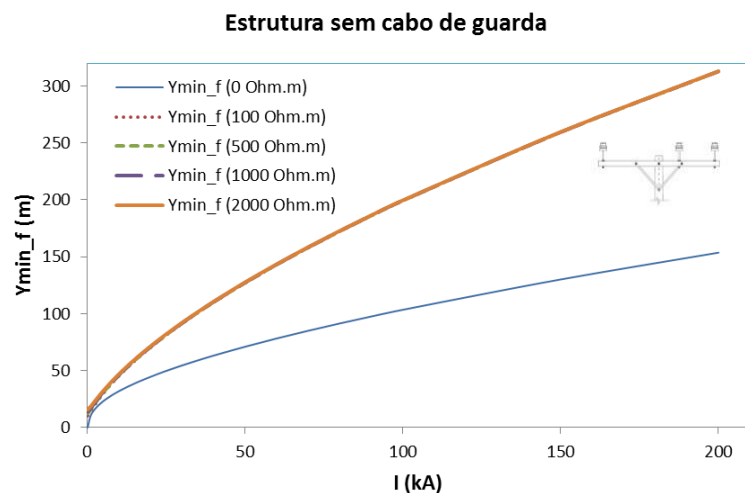


Figura 31. Distância mínima y_{min} para os condutores das fases com solo real.

Por exemplo, para uma corrente de pico da descarga de $I = 100\text{kA}$ e resistividade do solo ideal ($\rho_{solo} = 0\Omega$ m) a fronteira entre cair na linha e a terra é de aproximadamente de y_{min_f}

= 90m (linha azul), e para resistividade do solo real ($100 \leq \rho_{solo} \leq 2000 \Omega\text{m}$) a fronteira entre cair na linha e a terra é de aproximadamente de $y_{min_f} = 200\text{m}$ (linha roja).

A Figura 32 apresenta uma ampliação da Figura 31 onde se observam as diferenças entre as curvas y_{min} referentes a solos reais com variação da resistividade ($100\Omega\text{m} \leq \rho_{solo} \leq 2000\Omega\text{m}$). A maior diferença entre as curvas é para baixos valores de corrente de surto I (kA).

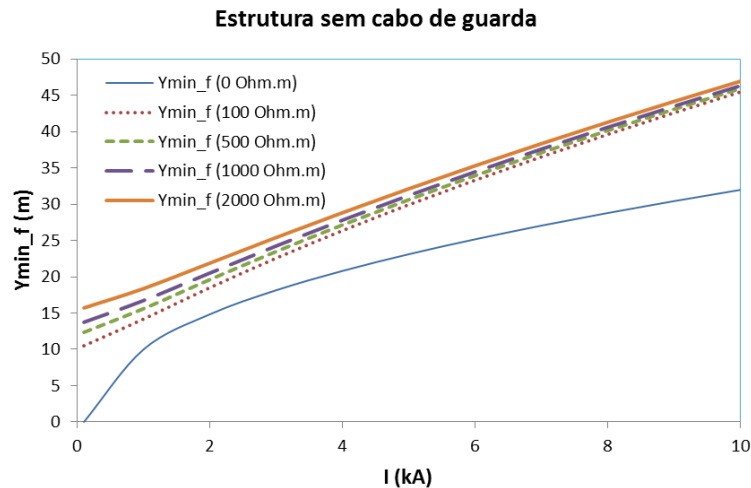


Figura 32. Distância mínima y_{min} para os condutores das fases com solo real (zoom).

A Figura 33 representa a comparação das curvas das distâncias mínimas dos cabos de guarda (y_{max_cg}) para os distintos valores de resistividade do solo para uma estrutura normal com blindagem utilizando cabo de guarda. Observa-se que a curva inferior de cor azul representa a distância mínima y_{min} com solo ideal ($\rho_{solo} = 0\Omega\text{m}$) e as curvas para solo reais se encontram superpostas.

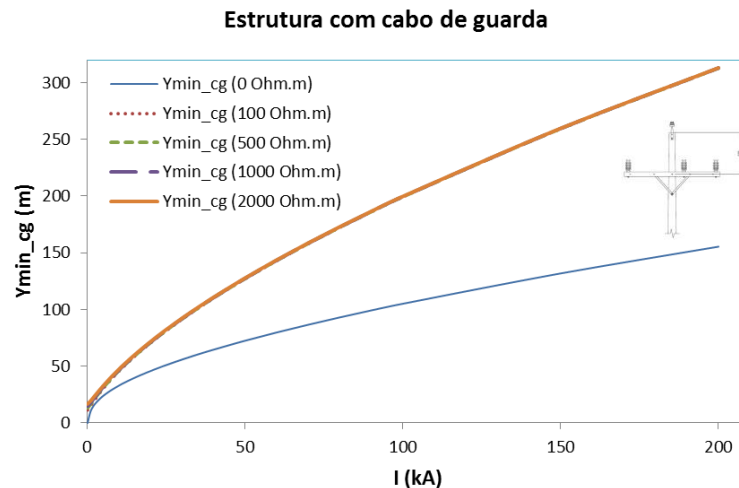


Figura 33. Distância mínima y_{min} para o cabo de guarda com solo real.

A Figura 34 apresenta uma ampliação da Figura 33, na qual se observam as diferenças entre as curvas das distâncias mínimas y_{min} referentes a solos reais com variação da resistividade ($100\Omega\text{m} \leq \rho_{solo} \leq 2000\Omega\text{m}$). A maior diferença entre as curvas é para baixos valores da corrente de surto I (kA).

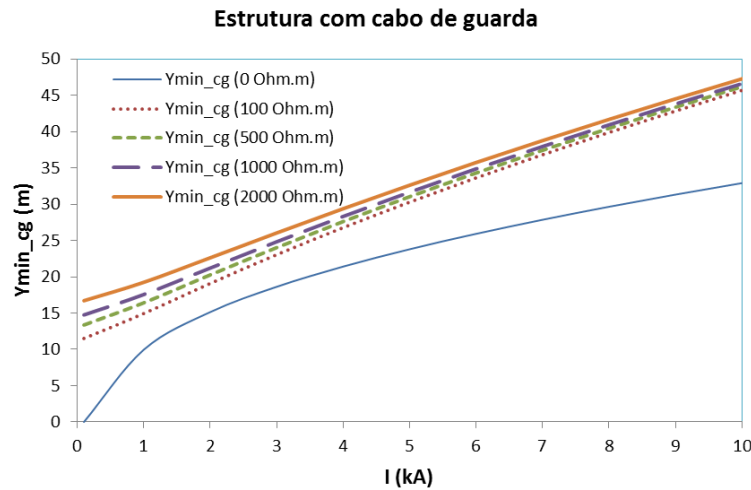


Figura 34. Distância mínima y_{min} para o cabo de guarda com solo real (zoom).

A Figura 35 e a Figura 36 apresentam as curvas de distâncias máximas dos condutores das fases (y_{max_f}) e do cabo de guarda (y_{max_cg}), respectivamente, para os distintos valores de resistividade do solo ($100\Omega\text{m} \leq \rho_{solo} \leq 2000\Omega\text{m}$). Observa-se que a curva inferior representa as distâncias máximas dos condutores das fases y_{max} com solo ideal ($\rho_{solo} = 0\Omega\text{m}$) e as curvas para solo real são superiores. Para ambas as estruturas, na medida que aumenta a resistividade do solo aumenta a distância y_{max} , pois essa última é diretamente proporcional à amplitude da corrente de pico da descarga I e a altura eficaz h_{eficaz} , sendo que a altura eficaz depende da resistividade do solo ρ_{solo} , como indica a equação (A.2) do ANEXO A.

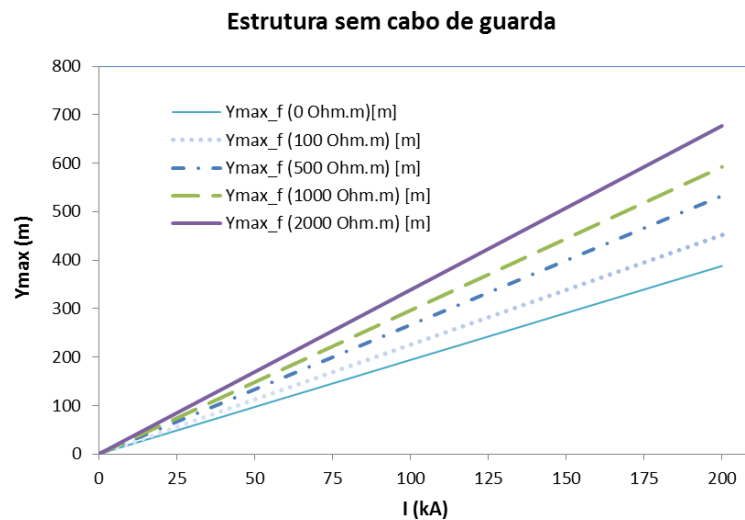


Figura 35. Variação da distância máxima y_{max} para os condutores das fases.

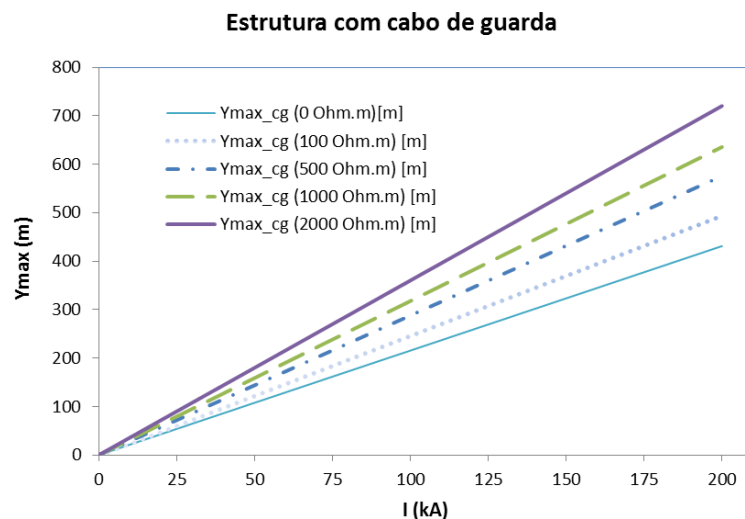


Figura 36. Variação da distância máxima y_{max} para o cabo de guarda.

Neste estudo de sensibilidade mediante a variação da resistividade do solo e da amplitude da corrente de descarga, observa-se claramente que com o aumento da resistividade do solo e da corrente da descarga aumentam as distâncias mínimas (y_{min}) e máximas (y_{max}), independentemente do tipo de estrutura.

5.4.2 Influência da Resistividade do Solo na Resistência de Aterramento

Um estudo da resistência de aterramento R_g é realizado por meio da variação da resistividade do solo ρ_{solo} , de acordo com as equações (2.17) - (2.21) que correspondem a 1 haste, 2 hastes, contrapeso, cruz e malha respectivamente. Os resultados deste estudo são apresentados na Figura 37, que representa o comportamento da resistência de aterramento para

cada tipo de aterramento analisado. De acordo com as equações, observa-se que a resistência de aterramento é diretamente proporcional à resistividade do solo, independentemente do tipo de aterramento. No caso da estrutura normal sem blindagem que não possui sistema de aterramento, como critério de cálculo da resistência de aterramento considera-se o trecho do poste enterrado no solo como um cilindro de diâmetro igual ao do poste e comprimento igual a 2m.

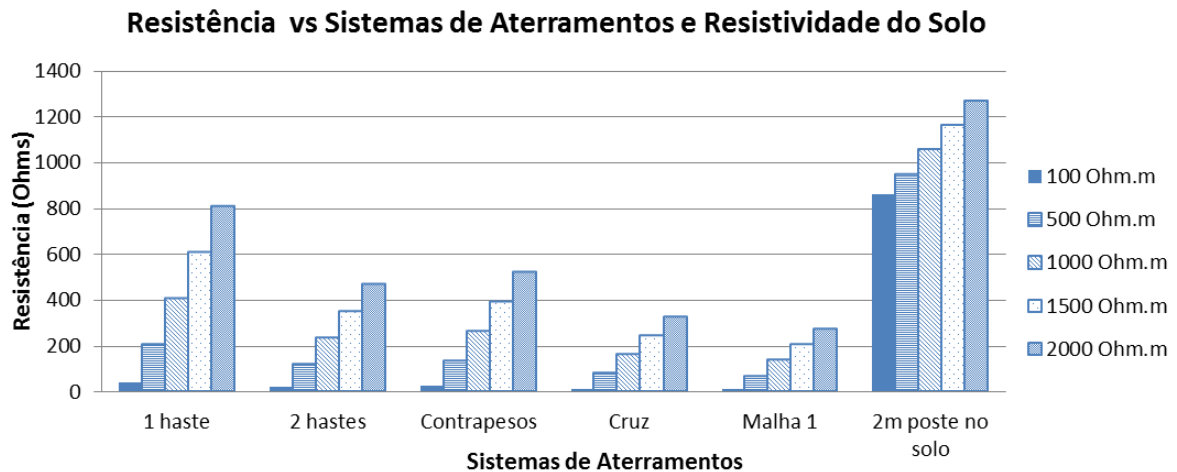


Figura 37. Resistência de aterramento vs sistemas de aterramentos e resistividade do solo.

5.5 IMPLEMENTAÇÃO DOS MODELOS PROPOSTOS

Os dois modelos propostos são gerados por rotinas em MatLab (MATHWORKS, 2011a; 2011b) com forma de códigos na linguagem GAMS para serem inseridos no NEOS *Solver online*. Portanto, os modelos gerados nas equações (4.5) e (4.6) são expressos na linguagem GAMS.

O GAMS é uma linguagem de alto nível para resolver problemas de programação matemática. Este tipo de linguagem é bastante utilizado como interface para resolução de diversos algoritmos de otimização. As soluções destes modelos são obtidas pela utilização do servidor de otimização *online* NEOS (*Network-Enabled Optimization System*) (NEOS, 2014). O servidor NEOS disponibiliza distintos *solvers* para problemas de otimização. As técnicas de solução do problema proposto utilizando PLIM e PLIMM são baseadas em algoritmos do tipo *Branch-and-Bound* (KORTE, 2010).

Algoritmos *Branch-and-Bound* utilizam a representação do problema como uma árvore binária, onde a busca da solução se dá por um processo de enumeração em três etapas principais (FLOUDAS, 1995):

- Separação (*branch*): etapa que consiste na partição sistemática da árvore, gerando subproblemas disjuntos cujas soluções são viáveis em relação às restrições do problema original.
- Relaxação: etapa onde os subproblemas são tratados como problemas lineares, onde as variáveis binárias são representadas por variáveis contínuas restritas no intervalo $[0, 1]$. A solução ótima de um subproblema resulta em uma solução parcial, associada a um limite inferior do objetivo original.
- Redução (*bound*): etapa que consiste na aplicação de testes variados para determinar os nós a serem excluídos da árvore, bem como os subsequentes a esse. Com isso, o espaço de busca é gradativamente reduzido.

Para solução do modelo proposto foi utilizado o pacote de otimização *Gurobi Optimizer* 5.5 (GUROBI, 2014). Esse pacote combina um método de plano de corte e diversas técnicas de relaxação, pré-processamento e redução do espaço de busca, nos moldes da técnica *Branch-and-Bound* (FERREIRA, 2013).

Dentre as características que tornam o *software Gurobi Optimizer* interessante para a resolução de problemas dessa natureza estão:

- Uso de técnicas de esparsidade;
- Uso do método simplex primal, dual e pontos interiores para resolver diversos problemas lineares;
- Presolve: faz o uso de lógicas matemáticas para os números inteiros tendo em vista a remoção de variáveis e restrições do problema antes da resolução;
- Planos de corte (*cutting plane*): similar ao presolve, contudo, tem sua utilização durante o processo iterativo, sem a criação de subproblemas adicionais, como no caso do *branching* do método *branch and bound*;
- Paralelismo: permite o uso dos vários *threads* (fios paralelos a utilizar) do processador simultaneamente.

5.6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo foram apresentados os modelos utilizados para cada um dos componentes do SDEE simulado no programa de transitórios eletromagnéticos ATPDraw. Foi ainda

apresentado o modelo de fonte de sobretensões induzidas por descargas atmosféricas implementados pelo autor no TACS-MODELS do ATPDraw.

Foram mostradas as curvas de distâncias de atração mínimas e máximas calculadas pelo modelo eletrogeométrico, e sua variação em função da resistividade do solo. Ainda, foi analisada a variação da resistência de aterramento (R_g) em relação à variação da resistividade do solo (ρ_{solo}) para cada tipo de aterramento.

Por último, foi apresentada a sequência de programas computacionais utilizados (MatLab, a linguagem GAMS e o NEOS *Solver online*).

6 ESTUDOS DE CASO

6.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo é apresentado o estudo de caso no qual é mostrada a aplicabilidade da metodologia proposta. Primeiramente, é analisada a sensibilidade da taxa de faltas (N_{Total}) em relação a diversos parâmetros do alimentador. A seguir, são aplicados cada um dos modelos de otimização propostos. Os modelos são validados para um sistema reduzido e a seguir são aplicados ao sistema completo.

6.2 CARACTERÍSTICAS DO SISTEMA TESTE

Os dados do sistema utilizado foram obtidos de (FERREIRA, 2013). O alimentador da rede de distribuição é localizado na região noroeste do estado do Rio Grande do Sul, Brasil. O alimentador referido como AL-1 é ilustrado na Figura 38, com origem em uma subestação composta por um transformador de 25MVA, 138/23kV, conexão Δ -Yg. Os dados do equivalente de rede de transmissão e do transformador estão na Tabela 13 e na Tabela 14 do Apêndice B.

O alimentador possui tensão de operação de 23kV e atende a 6256 consumidores, predominantemente residenciais, com uma demanda de pico de 11,2MVA, de acordo com a Tabela 19 do Apêndice B. O comprimento total é de 41,4km, sendo a região a montante do religador caracterizada pela maior concentração de cargas, correspondendo a 59% dos consumidores, 53% da carga e 39% do comprimento total do alimentador. A região a jusante caracteriza-se por ramais esparsos e de maior extensão (FERREIRA, 2013).

A Figura 38 ilustra a localização dos transformadores do alimentador em triângulos de cor azul. Podem-se observar duas zonas bem definidas: a Zona 1, referida à região urbana, e a Zona 2, referida à região rural.

Os dados do alimentador, incluindo os parâmetros dos condutores como o número de nós, comprimentos das seções de linhas, quantidade de consumidores e potência das cargas, resistividade do solo e tipo de rede (urbana/rural) são fornecidos na Tabela 19 do Apêndice B.

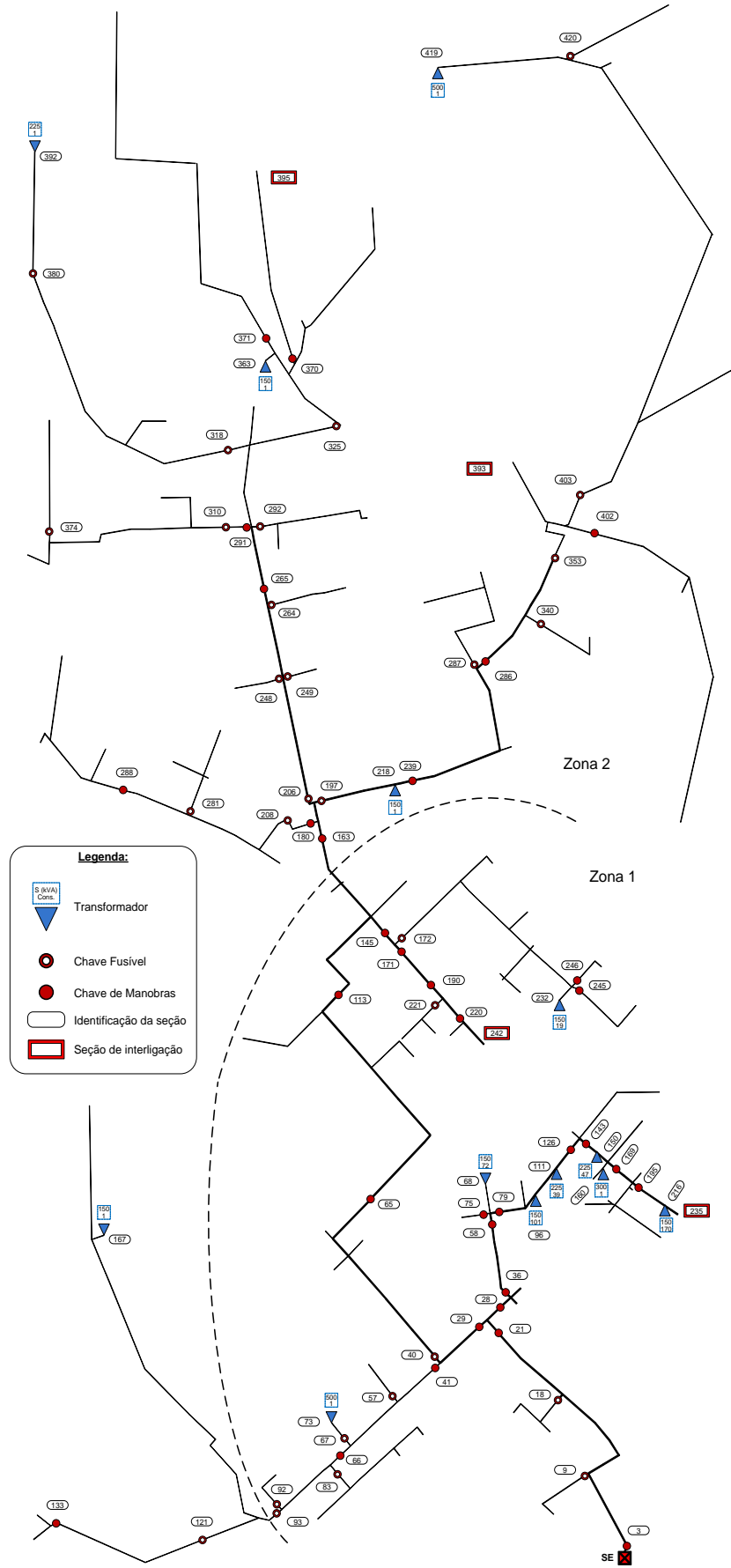


Figura 38. Alimentador de distribuição AL-1.

A Figura 39 mostra a resistividades do solo na região do alimentador AL-1, obtida de acordo com o tipo de solo indicado no Mapa Exploratório de Solos do Estado de Rio Grande do Sul do IBGE (2014). A resistividade do solo referente à região do alimentador de distribuição AL-1 varia de $100\Omega\text{m} \leq \rho_{\text{solo}} \leq 2000\Omega\text{m}$.

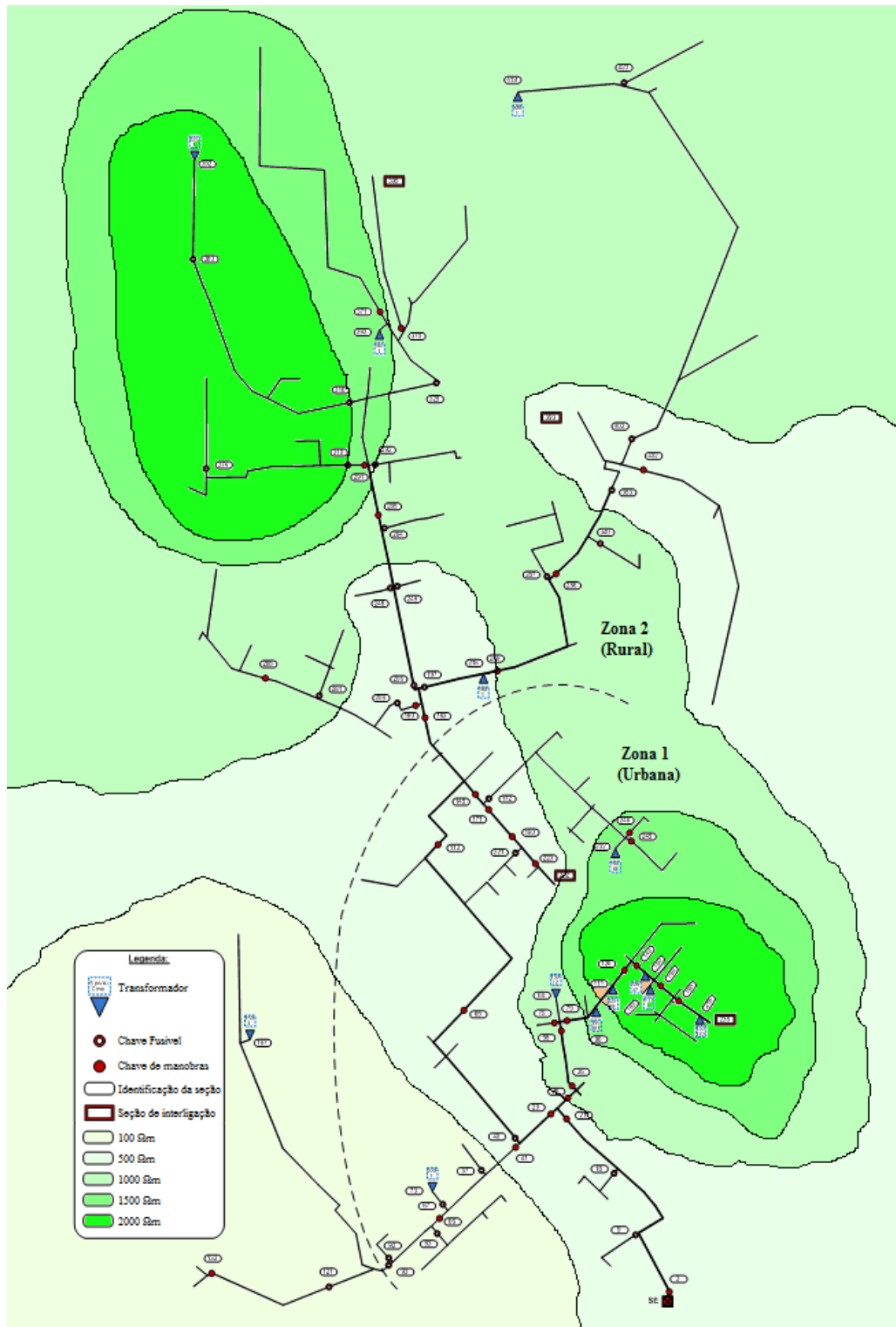


Figura 39. Resistividade do solo na região do alimentador de distribuição AL-1.

6.3 ANÁLISE DA TAXA DE FALTAS

Para cada um dos estudos de casos apresentados, variou-se a amplitude da intensidade de corrente da fonte de descarga atmosférica I (módulo do ATPDraw das fontes de descarga direta e indireta de sobretensões induzidas) em uma faixa entre 0,5kA até 30kA em passos de 0,1kA, e considerou-se somente a primeira descarga de retorno do surto atmosférico, sem considerar as descargas subsequentes. Assim, estimou-se a corrente crítica ($I_{crítica}$) que produz o fenômeno de descarga de contorno no isolador (estruturas sem blindagem), e o fenômeno de descarga de contorno reversa (estruturas com blindagem).

A corrente crítica da descarga atmosférica ($I_{crítica}$) é um parâmetro para calcular e quantificar o número de descargas de contorno, considerado neste trabalho igual à taxa de faltas por descargas atmosféricas (N_{Total}) definida pela equação (2.33). Uma vez obtida a taxa de faltas do sistema (N_{Total}) e considerando a quantidade de consumidores por seção de linha e as proteções existentes, são calculados os indicadores de confiabilidade do SDEE.

A característica do SDEE simulado para obter a corrente crítica ($I_{crítica}$) foi de uma seção de linha de 1km de comprimento como modelo normalizado. A distância entre vãos é de 100m. A altura mínima dos condutores das fases é de 9m e de 11m do cabo de guarda (com referência ao solo). A estrutura é do tipo normal com condutores dispostos na horizontal, com 3 topologias: sem blindagem, com captor Franklin e cabo de guarda, e as estruturas com blindagem possuem aterramentos (1 haste, 2 hastes, contrapeso, cruz e malha).

Nesta pesquisa, as hastes consideradas no aterramento são do tipo aço-cobre de 13 ou 19mm de diâmetro e comprimento (L) de 2,4m (Tabela 17 do Apêndice B). Os condutores utilizados na interligação das hastes e cabos de descida das estruturas são de cobre, com bitolas variando de 4 até 2AWG (Tabela 15 do Apêndice B). As conexões são feitas por conectores de parafuso, do tipo cunha ou soldas exotérmicas.

6.3.1 Considerações

A seguir, são apresentados resumidamente os parâmetros de simulação e considerações necessárias para estimar a taxa de faltas do sistema (N_{Total}) utilizados neste trabalho.

- Descargas atmosféricas consideradas: diretas e indiretas.
 - Estruturas analisadas: tipo normal, com captor Franklin e com cabo de guarda.
- As estruturas com captor Franklin e com cabo de guarda possuem 5 tipos de

aterramentos diferentes: 1 haste, 2 hastes, contrapeso, cruz e malha. As estruturas e aterramentos somam um total de 11 combinações possíveis ($j = 11$).

- Resistividade do solo varia de $100\Omega\text{m}$ até $2000\Omega\text{m}$ em passos de $500\Omega\text{m}$. Um total de 5 valores distintos de resistividade foram simulados.
- O alimentador teste passa por 2 regiões bem definidas (urbana e rural). Dois fatores de blindagens naturais nas vizinhanças da linha são considerados: $S_f = 0,5$ para alimentador localizado na região urbana, e $S_f = 0$ para região rural.
- O alimentador de distribuição possui 80 seções de linhas ($i = 80$).
- Amplitude da corrente da primeira descarga: $0,1\text{kA} \leq I \leq 20\text{kA}$ em passos de $0,1\text{kA}$, com um total de 200 valores distintos de amplitude da corrente para cada possível combinação das variáveis antes mencionadas, totalizando $S_f \times \rho_{solo} \times estrutura_j \times seção_i \times I \times descarga_direta/induzida = 2 \times 5 \times 11 \times 80 \times 200 \times 2 = 3,52 \times 10^6$ combinações para gerar inúmeras possibilidades.

Para cada seção do alimentador teste (80 seções) está definido e quantificado o fator de blindagem S_f e a resistividade do solo ρ_{solo} , portanto as possíveis combinações entre variáveis vão se reduzindo para: $S_f \times \rho_{solo} \times estrutura_aterramento_j \times seção_i \times descarga_direta/induzida = 2 \times 5 \times 11 \times 80 \times 2 = 17600$ combinações. As variáveis que definem o tamanho da matriz de taxa de faltas N_{Total} de dimensão $[i \times j]$ são as linhas da matriz N_{Total} correspondem a i (seções do alimentador) e as colunas correspondem a j (estruturas-aterramentos), isto é, 11 tipos de estruturas-aterramentos combinadas nos 80 trechos do alimentador, totalizando 880 possibilidades de valores de N_{ij} adotados. Finalmente, a matriz $N_{Total} [i \times j]$ de 880 valores de N_{ij} é utilizada na seção 6.4 para o cálculo dos indicadores de confiabilidade e, posteriormente, para os estudos de otimização do SDEE.

6.3.2 Estimação da Taxa de Faltas

A seguir são apresentados os resultados da taxa de faltas do sistema considerando rede rural com coeficientes de blindagem $S_f=0$ para os seguintes casos: falhas por sobretensões induzidas (N_{ind}) na Figura 40; falhas por descargas diretas (N_{dir}) na Figura 41, e falhas por descargas totais (N_{Total}) na Figura 42.

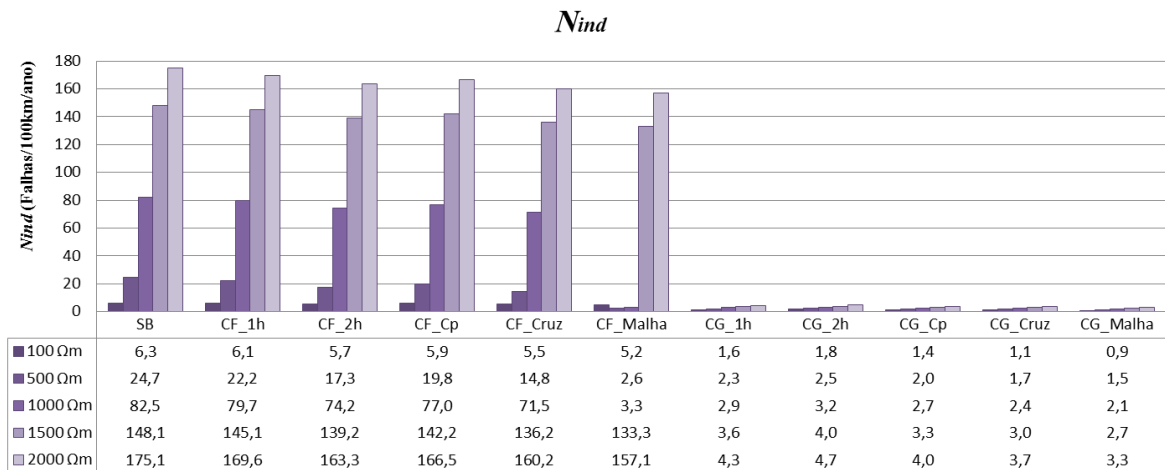


Figura 40. Números de falhas por sobretensões induzidas (N_{ind}) em rede rural.

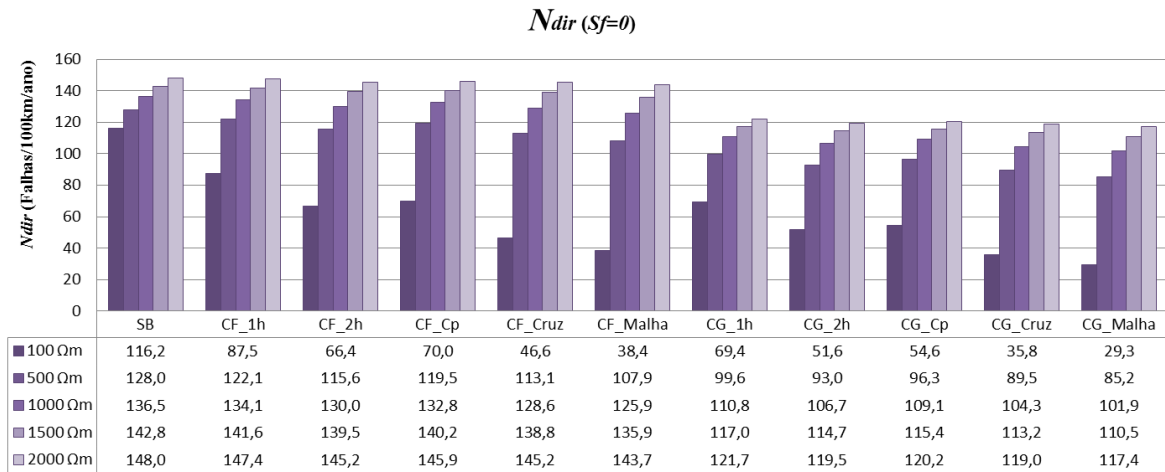


Figura 41. Números de falhas por descargas diretas (N_{dir}) em rede rural.

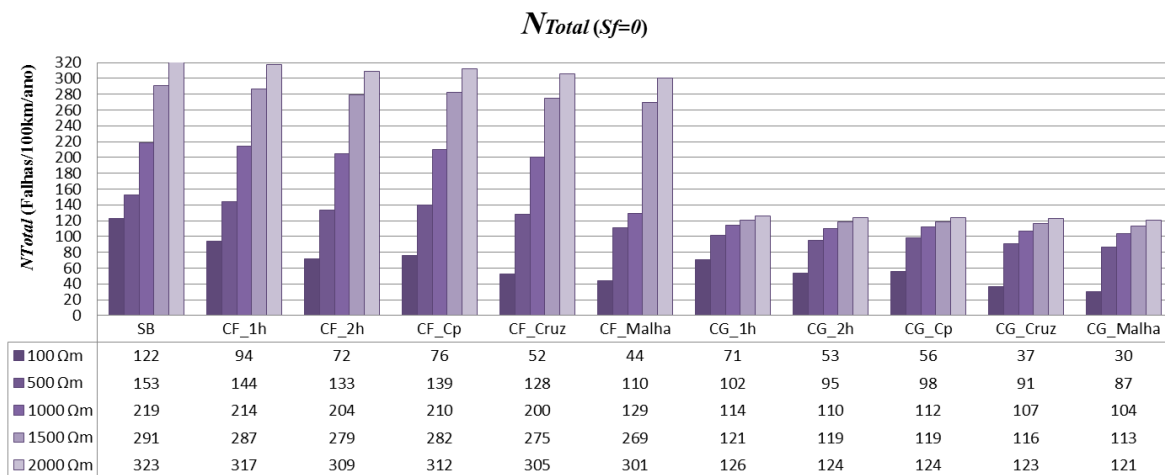


Figura 42. Números de falhas totais (N_{Total}) em rede rural.

Onde:

SB é a estrutura tipo normal sem blindagem;

CF é a estrutura tipo normal com captor Franklin;

CG é a estrutura do tipo normal com cabo de guarda;

1h é o aterramento de 1 haste;

2h é o aterramento de 2 hastes;

Cp é o aterramento de contrapeso;

Cruz é o aterramento de cruz;

Malha é o aterramento de malha;

S_f é o fator de blindagem;

N_{ind} é o número de falhas por sobretensões induzidas;

N_{dir} é o número de falhas por descargas diretas;

N_{Total} é o número total de falhas por descargas.

A Figura 40 representa o comportamento da taxa de faltas por tensões induzidas (N_{ind}) em função da resistividade do solo (ρ_{solo}) para cada tipo de estrutura-aterramento analisada, considerando rede rural com coeficiente de blindagem $S_f=0$. Observa-se que a taxa de faltas por tensões induzidas (N_{ind}) é diretamente proporcional à resistividade do solo (ρ_{solo}), independentemente do tipo de aterramento. Existe uma grande diferença nos valores de N_{ind} para estrutura normal e com captor Franklin comparadas com a estrutura com cabo de guarda, sendo que essa última estrutura não é afetada por sobretensões induzidas por descargas indiretas. Observa-se que a resistividade do solo (ρ_{solo}) afeta significativamente onde os tons das cores ficam mais claros, conforme aumenta a resistividade do solo (ρ_{solo}).

Observa-se na Figura 41 o comportamento da taxa de faltas por descargas diretas (N_{dir}) e, ao contrário do índice N_{ind} anterior, não existe grande diferença de valores de N_{dir} para as estruturas-aterramentos analisadas. O comportamento da taxa de faltas do sistema N_{Total} como soma da taxa de faltas por sobretensões induzidas (N_{ind}) e por descargas diretas (N_{dir}) é apresentado na Figura 42.

Em seguida, são mostrados os resultados da taxa de falta considerando rede urbana com coeficiente de blindagem $S_f=0,5$. Nas Figura 43, Figura 44 e Figura 45 são apresentadas as taxas de falta por sobretensões induzidas (N_{ind}), por descargas diretas (N_{dir}) e as taxas de falta total (N_{Total}), respectivamente.

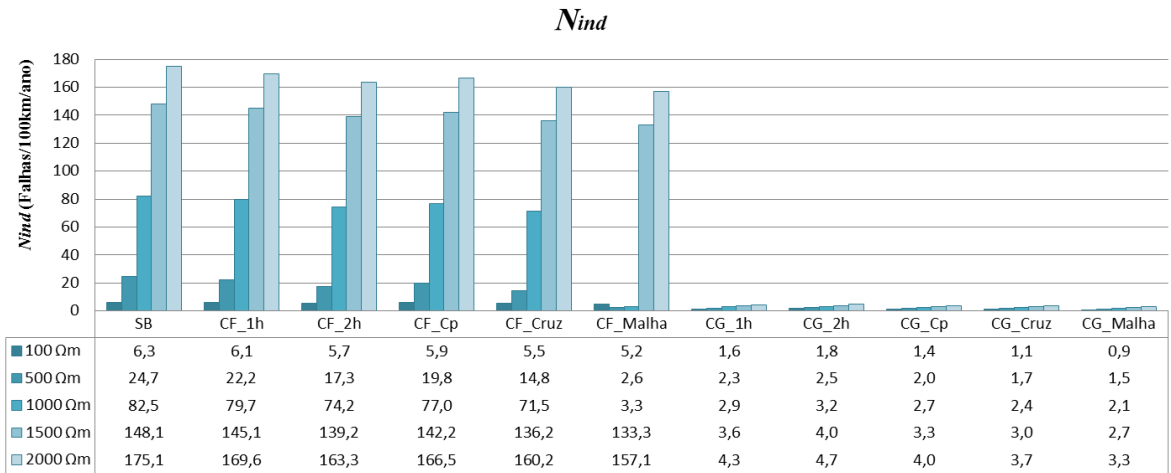


Figura 43. Números de falhas por sobretensões induzidas (N_{ind}) em rede urbana.

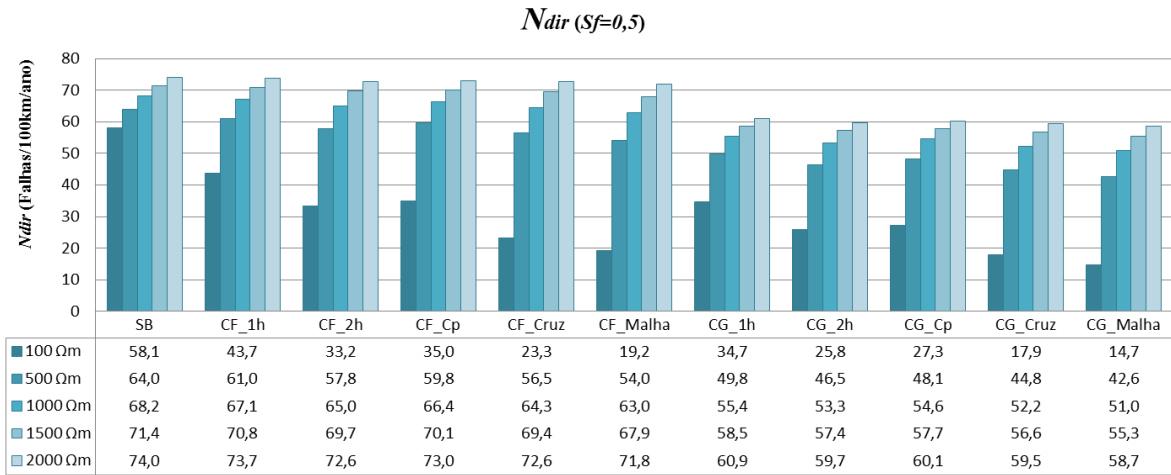


Figura 44. Números de falhas por descargas diretas (N_{dir}) em rede urbana.

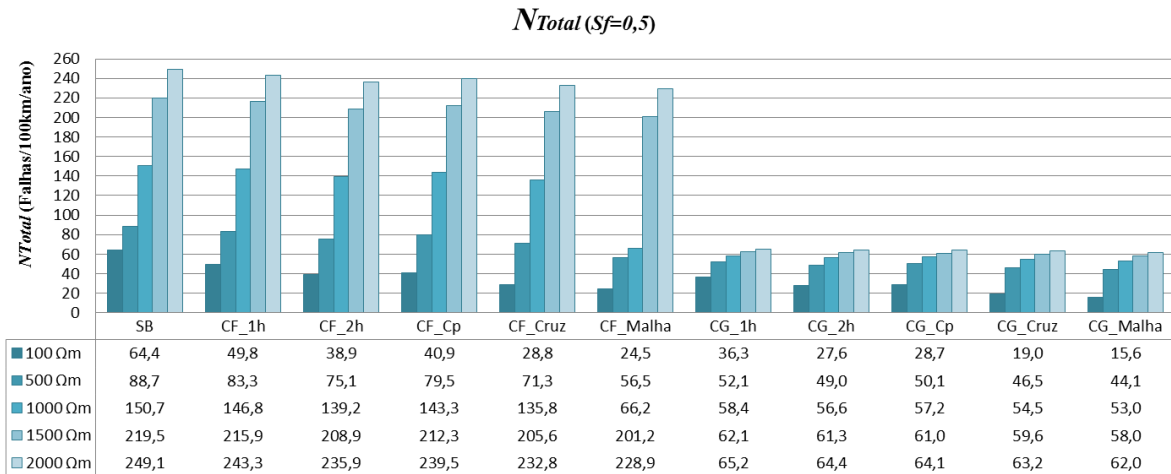


Figura 45. Números de falhas totais (N_{Total}) em rede urbana.

A Figura 43 apresenta o comportamento da taxa de faltas por tensões induzidas (N_{ind}) em função da resistividade do solo (ρ_{solo}) para cada tipo de estrutura-aterramento analisada. Igualmente ao caso da rede rural, a taxa de falta por tensões induzidas (N_{ind}) é diretamente proporcional à resistividade do solo (ρ_{solo}), independentemente do tipo de aterramento. O comportamento da taxa de faltas N_{ind} para redes urbanas é igual a rede rural pois a taxa não depende do coeficiente de blindagem S_f .

Observa-se na Figura 44 o comportamento da taxa de faltas por descargas diretas (N_{dir}) e, ao contrário da taxa de faltas N_{ind} , não existe grande diferença de valores de N_{dir} para as estruturas-aterramentos analisadas.

O comportamento da taxa de faltas do sistema N_{Total} como soma dos índices por sobretensões induzidas (N_{ind}) e por descargas diretas (N_{dir}) é apresentado na Figura 45. É importante destacar que a resistividade do solo (ρ_{solo}) afeta significativamente todos estes índices, nos quais os tons das cores ficam mais claros conforme aumenta a resistividade do solo (ρ_{solo}). Em todas as figuras, na parte inferior, existe uma tabela que apresenta numericamente os valores de cada um dos casos analisados.

6.3.3 Investimento

As redes aéreas de distribuição apresentam diferentes configurações de estruturas e aterramentos. As estruturas compõem-se basicamente de postes, cruzetas, isoladores, ferragens, cabos de descida e o sistema de aterramento. Para cada uma das diferentes configurações de estruturas-aterramentos devem ser considerados os aspectos econômicos. Na Figura 46, são apresentados os custos estimados de investimentos (R\$/km) para modificar uma estrutura existente de tipo normal sem blindagem. A estrutura tipo normal sem blindagem pode ser modificada para estrutura com captor Franklin ou para estrutura blindada com cabo de guarda. Para cada tipo de blindagem, foram considerados distintos tipos de aterramentos. Na parte inferior da figura existe uma tabela que apresenta os custos de cada um dos aterramentos analisados.

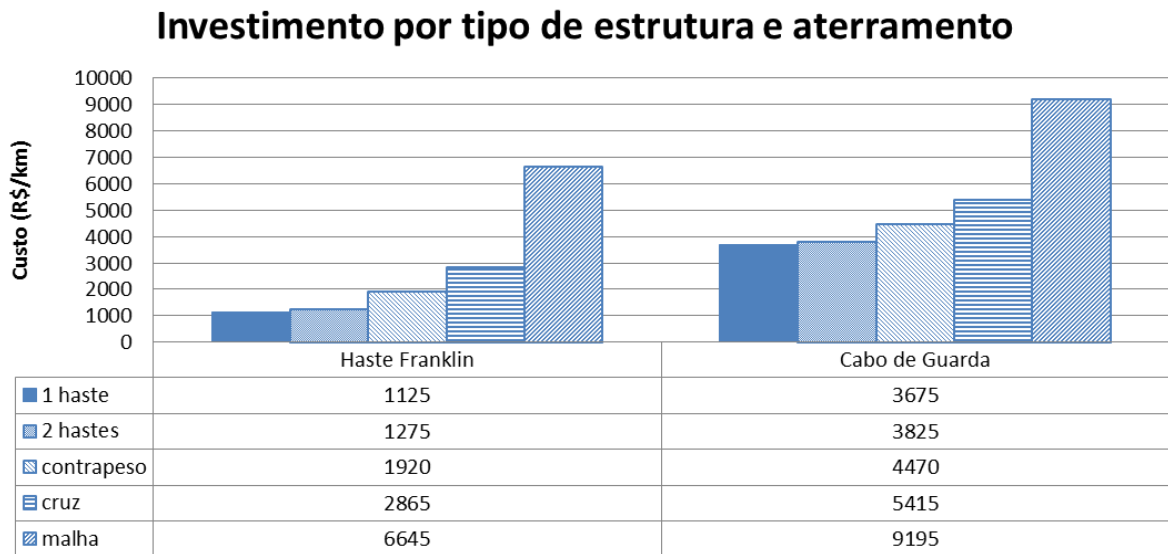


Figura 46. Investimentos em função do tipo de estrutura e aterramento (R\$/km).

6.4 ANÁLISE DA CONFIABILIDADE DO SISTEMA

6.4.1 Considerações

Uma vez obtidas as taxas de faltas do sistema N_{Total} e com os dados da

Tabela 19 (resistividade do solo, tipo de rede, número de consumidores e comprimento de cada seção de linha) do Apêndice B, podem ser calculados os indicadores de confiabilidade do alimentador usando as equações (4.1), (4.2) e (4.3). O número de faltas permanentes e de faltas temporárias é calculado a partir da taxa de faltas permanentes de acordo com as equações (3.1) e (3.2). Neste trabalho, a taxa de faltas permanentes é igual a 20% das faltas totais, ou seja, $F = 0,2$, valor adotado de acordo com BALIJEPALI *et al.* (2005).

Os valores de investimentos correspondentes às estruturas-aterramentos utilizados para análise da confiabilidade são dados na Figura 46 e na Tabela 18 do Apêndice B.

Na Figura 47, o alimentador AL-1 é representado por 80 seções de linha, sendo que os circuitos principais são indicados com linhas de traços escuros e os ramais laterais com traços claros. É apresentada a numeração de cada seção de linha, incluindo as localizações dos dispositivos de proteção e de manobras, a subestação AL-1, e as interconexões AL-2 e AL-3.

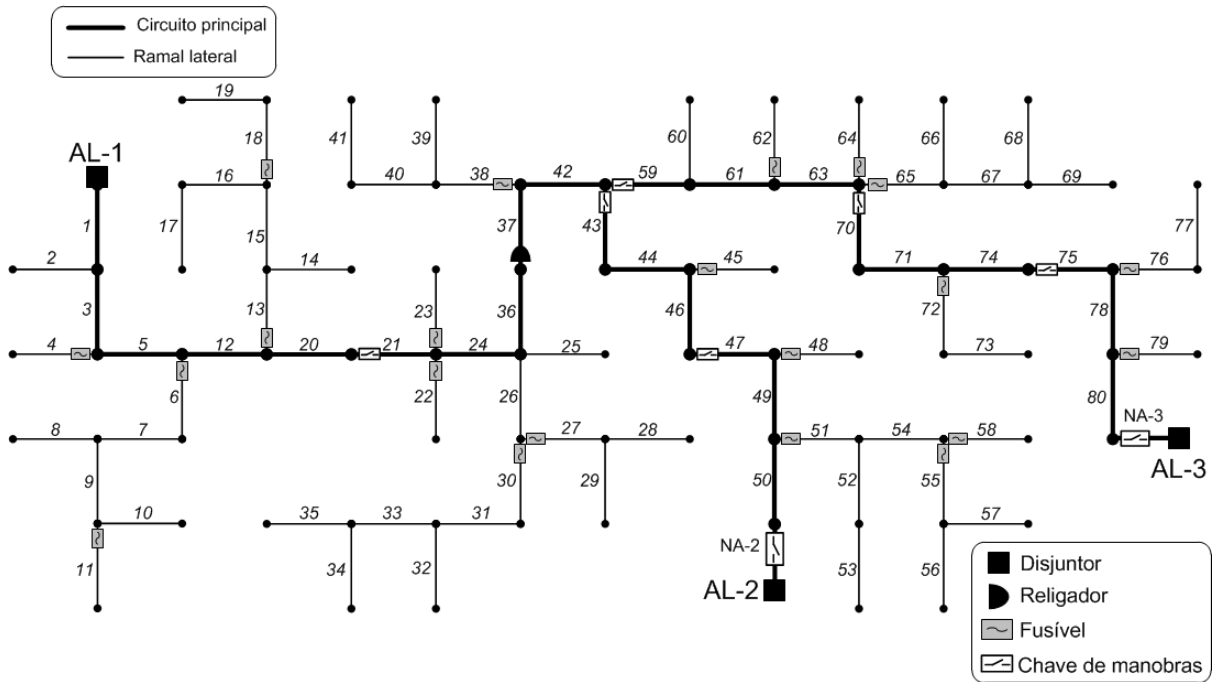


Figura 47. Caso base do alimentador AL-1 (FERREIRA, 2013).

A variável binária, definida como x_{ij} apresenta a estrutura-aterramento j localizada na seção de linha i . Os tipos de estrutura-aterramento j são descritos a seguir:

- 1- SB (estrutura sem blindagem);
- 2- CF_1h (estrutura com captor Franklin e aterramento tipo 1 haste);
- 3- CF_2h (estrutura com captor Franklin e aterramento tipo 2 hastes);
- 4- CF_Cp (estrutura com captor Franklin e aterramento tipo contrapeso);
- 5- CF_Cruz (estrutura com captor Franklin e aterramento tipo cruz);
- 6- CF_Malha (estrutura com captor Franklin e aterramento tipo malha);
- 7- CG_1h (estrutura com cabo de guarda e aterramento tipo 1 haste);
- 8- CG_2h (estrutura com cabo de guarda e aterramento tipo 2 hastes);
- 9- CG_Cp (estrutura com cabo de guarda e aterramento tipo contrapeso);
- 10- CG_Cruz (estrutura com cabo de guarda e aterramento tipo cruz);
- 11- CG_Malha (estrutura com cabo de guarda e aterramento tipo malha).

Para validação dos modelos de otimização, utiliza-se um sistema reduzido de 4 barras e 3 seções de linhas correspondente a linha 1, linha 3 e linha 4 do alimentador de distribuição AL-1 apresentado na Figura 48.

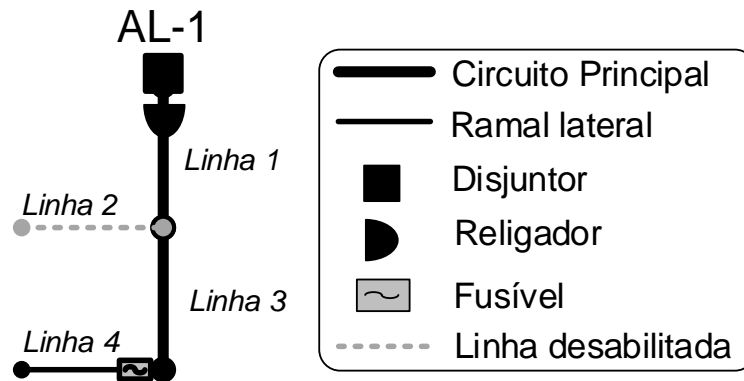


Figura 48. Diagrama unifilar do sistema de distribuição AL-1 reduzido de 4 barras.

No sistema reduzido, serão consideradas apenas as seguintes estruturas-aterramentos:

- 1- SB (estrutura sem blindagem);
- 2- CF_Malha (estrutura com captor Franklin e aterramento tipo malha);
- 3- CG_Malha (estrutura com cabo de guarda e aterramento tipo malha).

Os estudos de casos consideram cenários sujeitos a diferentes condições e restrições, que constituem os testes para avaliação dos modelos de otimização propostos formulados como PLIM e PLIMM.

6.4.2 Validação do Modelo de Otimização do Indicador de Confiabilidade Global utilizando PLIM (sistema teste de 4 barras)

O modelo proposto para otimização do indicador $SAIFI^*$ tendo como restrição o investimento $Custo_{investimento}$ tem como finalidade selecionar e alocar adequadamente a estrutura-aterramento em cada seção de linha do alimentador utilizando programação linear inteira mista (PLIM). Para este sistema de $i = 3$ seções de linha e $j = 3$ tipos de estrutura-aterramento, portanto, é possível obter um número de combinações com as variáveis envolvidas de acordo com $j^i = 3^3 = 27$ combinações. A seguir, são apresentados os resultados possíveis na Tabela 1, a qual está ranqueada de acordo com valores crescentes de investimentos para que possa ser feita a comparação entre o valor da restrição e o valor obtido pelo algoritmo de otimização PLIM.

Tabela 1. Indicador de confiabilidade global vs investimento – Em ordem crescente de custo de investimento.

Combinação n°	Linha 1	Linha 3	Linha 4	Investimento [R\$]	SAIFI* [int./ano]
1	SB	SB	SB	0	0,983775
2	SB	SB	CF_Malha	2452	0,881449
10	CF_Malha	SB	SB	2578	0,872762
4	SB	CF_Malha	SB	3329	0,840431
3	SB	SB	CG_Malha	3393	0,841777
19	CG_Malha	SB	SB	3568	0,829723
7	SB	CG_Malha	SB	4607	0,784858
11	CF_Malha	SB	CF_Malha	5030	0,770435
5	SB	CF_Malha	CF_Malha	5781	0,738104
13	CF_Malha	CF_Malha	SB	5907	0,729417
12	CF_Malha	SB	CG_Malha	5971	0,730764
20	CG_Malha	SB	CF_Malha	6020	0,727396
6	SB	CF_Malha	CG_Malha	6722	0,698433
22	CG_Malha	CF_Malha	SB	6897	0,686379
21	CG_Malha	SB	CG_Malha	6961	0,687725
8	SB	CG_Malha	CF_Malha	7059	0,682531
16	CF_Malha	CG_Malha	SB	7185	0,673844
9	SB	CG_Malha	CG_Malha	8000	0,642860
25	CG_Malha	CG_Malha	SB	8174	0,630805
14	CF_Malha	CF_Malha	CF_Malha	8359	0,627090
15	CF_Malha	CF_Malha	CG_Malha	9300	0,587419
23	CG_Malha	CF_Malha	CF_Malha	9349	0,584052
17	CF_Malha	CG_Malha	CF_Malha	9637	0,571517
24	CG_Malha	CF_Malha	CG_Malha	10290	0,544381
18	CF_Malha	CG_Malha	CG_Malha	10578	0,531846
26	CG_Malha	CG_Malha	CF_Malha	10626	0,528479
27	CG_Malha	CG_Malha	CG_Malha	11567	0,488808

Os cenários escolhidos para validar o modelo consideram como restrição diferentes valores de investimento total utilizados no modelo matemático para otimização do indicador SAIFI* formulado como problema PLIM:

- **Cenário 1:** restrição do investimento total (R\$5.000,00);
- **Cenário 2:** restrição do investimento total (R\$8.200,00);
- **Cenário 3:** restrição do investimento total (R\$10.700,00).

Os resultados obtidos da simulação de otimização do modelo matemático utilizando PLIM são apresentados na Tabela 2.

Tabela 2. Resultados da otimização utilizando o modelo PLIM.

Restrição	Cenário 1 R\$5.000,00	Cenário 2 R\$8.200,00	Cenário 3 R\$10.700,00
Combinação n°	7	25	26
SAIFI* [int./ano]	0,785	0,631	0,528
Invest. [R\$]	4.607,00	8.174,00	10.626,00

De acordo com os resultados apresentados na Tabela 1 e Tabela 2, o modelo de otimização PLIM para o indicador *SAIFI** obteve os resultados esperados para os 3 cenários de investimento simulados. Desta forma consideramos validado o modelo PLIM, que será aplicado ao sistema completo de 81 barras.

6.4.3 Otimização do Indicador de Confiabilidade Global utilizando PLIM (sistema real de 81 barras)

A otimização na escolha e alocação da estrutura-aterramento considera a minimização da função objetivo (FO), representando a minimização do indicador *SAIFI**. As restrições consideradas no modelo são: a seleção e alocação de só uma estrutura-aterramento para cada seção de linha e o custo total de investimento. Foram simulados 6 cenários, cujas restrições limitam o custo de investimento em 0%, 20%, 40%, 60%, 80% e 100% do custo de instalar a blindagem mais cara no total do alimentador.

Cabe aqui descrever distintos cenários de estudos com diferentes porcentagens do investimento total como restrição do modelo matemático de otimização do indicador de confiabilidade global (*SAIFI**) formulado como problema PLIM:

- **Cenário 1:** restrição com 0% do investimento total (R\$0,0);
- **Cenário 2:** restrição com 20% do investimento total (R\$76.083,20);
- **Cenário 3:** restrição com 40% do investimento total (R\$152.166,40);
- **Cenário 4:** restrição com 60% do investimento total (R\$228.249,60);
- **Cenário 5:** restrição com 80% do investimento total (R\$304.332,80);
- **Cenário 6:** sem restrição, 100% do investimento total (R\$380.416,00).

A Figura 49 apresenta os valores dos indicadores de confiabilidade e investimento obtidos da otimização do sistema para cada um dos cenários. A função objetivo (FO), representada pelo indicador *SAIFI**, tem como restrição diversos valores do *Custo_{investimento}* para cada um dos cenários.

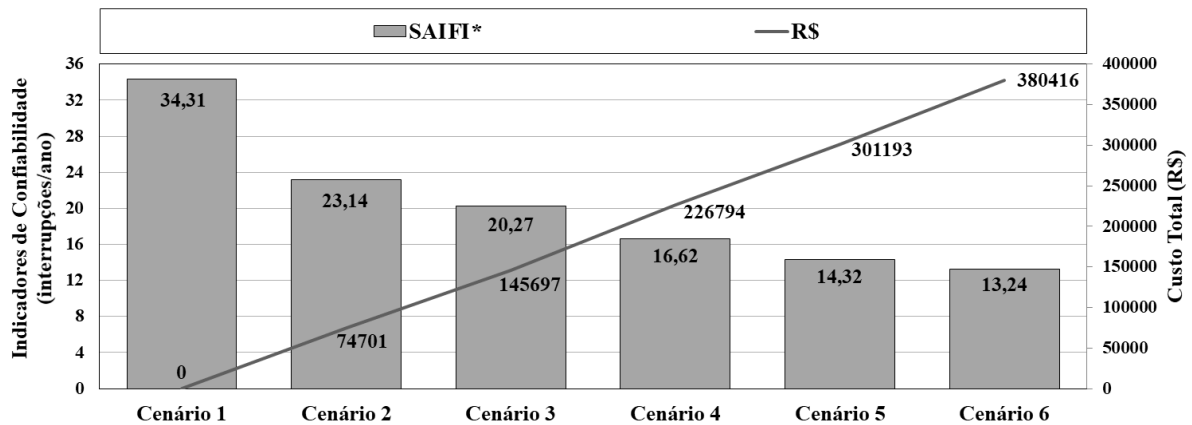


Figura 49. Otimização do SAIFI* utilizando PLIM - Variáveis vs cenários.

Quanto maior é o investimento, menores são os valores da função objetivo (FO) obtidos, mostrando a minimização do SAIFI*. Em todos os cenários estudados, os valores de investimento total obtidos da otimização são menores ou iguais aos valores limites de investimentos utilizados como restrições na formulação do problema utilizando PLIM.

No cenário 1, onde o investimento R\$0,00, as estruturas selecionadas são todas do tipo normal sem blindagem. Neste caso, os indicadores apresentam os valores máximos dentre os casos analisados. O valor do SAIFI* é de 34,31 interrupções/ano.

O cenário 2 corresponde a restrição de 20% de investimento total (R\$76.083,20), e o valor obtido do SAIFI* é de 23,14 interrupções/ano e o investimento é R\$74.701,00.

Para o cenário 3, que considera a restrição de 40% de investimento total (R\$152.166,40), o valor obtido do SAIFI* é de 20,27 int./ano e o investimento é R\$145.697,00.

No cenário 4, onde a restrição é de 60% de investimento total (R\$228.249,60), o valor do SAIFI* é de 16,62 interrupções/ano e o investimento é R\$226.794,00.

O cenário 5 corresponde a restrição de 80% de investimento total (R\$304.332,80), o valor do SAIFI* é de 14,32 interrupções/ano e o investimento é igual a R\$301.193,00.

No cenário 6, onde o investimento é máximo, ou seja, 100% de investimento total (R\$380.416,00), o valor do SAIFI* é 13,24 interrupções/ano. Nesse caso, o investimento é igual a R\$380.416,00.

Na Tabela 3, há um resumo da utilização porcentual de cada uma das estruturas-aterramentos para cada um dos 6 cenários estudados.

Tabela 3. Seleção de estruturas-aterramentos vs cenários na otimização do indicador de confiabilidade global utilizando PLIM.

Estruturas	Nº	Cenário 1 (%)	Cenário 2 (%)	Cenário 3 (%)	Cenário 4 (%)	Cenário 5 (%)	Cenário 6 (%)
SB	1	100	36	26	9	0	0
CF_1h	2	0	2,5	5	1,5	1,3	0
CF_2h	3	0	11	2,5	7,5	5	0
CF_Cp	4	0	0	0	0	0	0
CF_Cruz	5	0	0	1,3	1,5	0	0
CF_Malha	6	0	0	0	0	0	0
CG_1h	7	0	10	6,2	2,5	1,3	0
CG_2h	8	0	39	16	24	7,4	0
CG_Cp	9	0	0	0	0	0	0
CG_Cruz	10	0	1,5	29	12	14	0
CG_Malha	11	0	0	14	42	71	100
Total (%)		100	100	100	100	100	100

Para o cenário 1, com restrição de 0% do investimento total, as estruturas-aterramentos selecionadas correspondem à variável $j = 1$: SB, ou seja, 100% das estruturas selecionadas são do tipo normal sem blindagem.

No cenário 2, com restrição de 20% do investimento total, existem diferentes tipos de estruturas selecionadas, onde 39% das estruturas selecionadas correspondem à variável $j = 8$: CG 2h (estruturas com cabo de guarda e aterramento tipo duas hastes).

Já no cenário 3, com restrição de 40% do investimento total, a estrutura-aterramento $j = 10$: CG_Cruz representa 29% da seleção de estruturas-aterramentos do sistema e corresponde a estruturas com cabo de guarda e aterramento tipo cruz, 16% corresponde a estruturas com cabo de guarda e aterramento de duas hastes, variável $j = 8$: CG 2h.

Para o cenário 4, correspondente a uma restrição de 60% do investimento total, a maioria das estruturas-aterramentos selecionadas correspondem à variável $j = 11$: CG Malha (estruturas com cabo de guarda e aterramento tipo malha), com 42% no total da seleção.

No cenário 5, com uma restrição de 80% do investimento total, 71% das estruturas selecionadas têm cabo de guarda e aterramento tipo malha (variável $j = 11$: CG Malha).

No cenário 6, com restrição de 100% do investimento total, todas as estruturas selecionadas são do tipo com cabo de guarda e aterramento tipo malha (variável $j = 11$: CG Malha).

A Figura 50 apresenta os resultados da alocação do tipo de estrutura-aterramento para o cenário 3, com investimento limitado a R\$152.166,40. O resultado da escolha e alocação de estruturas-aterramentos para os demais cenários estão no Apêndice D.

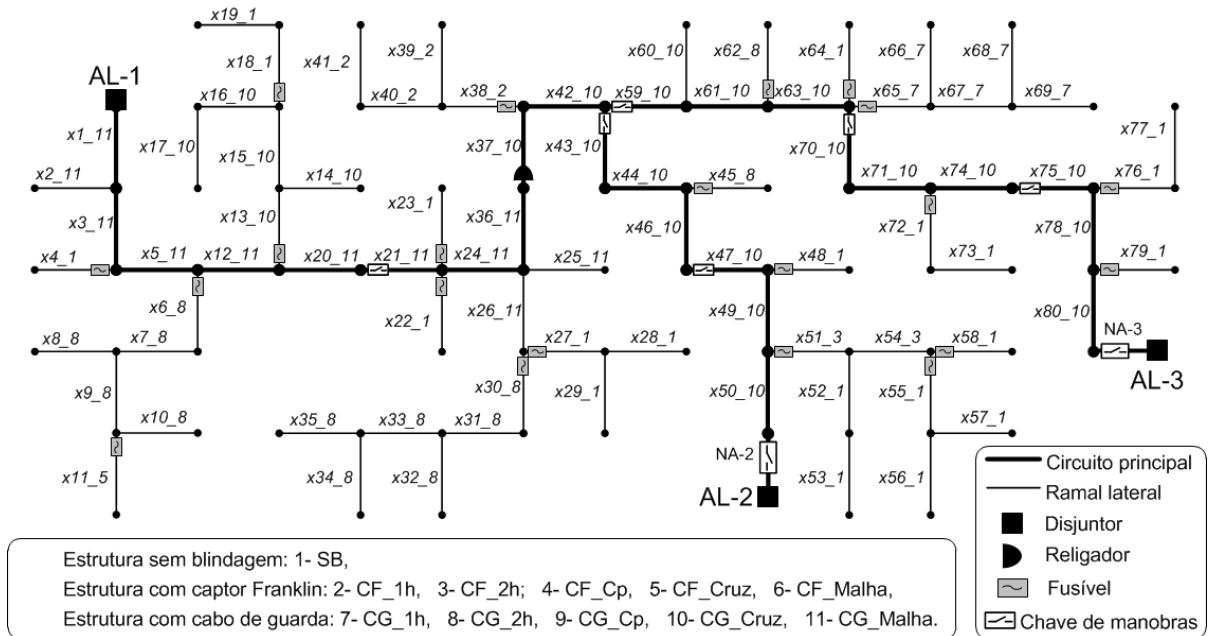


Figura 50. Alocação de estruturas-aterramentos pelo modelo PLIM - Cenário 3, restrição de investimento R\$152.166,40.

Observa-se na Figura 50 que, no circuito principal até o religador, as estruturas são do tipo blindada com cabo de guarda e aterramento tipo malha (variável $j = 11$). Após o religador, as estruturas selecionadas possuem cabo de guarda e o aterramento é do tipo cruz (variável $j = 10$). As estruturas dos ramais laterais são de menor desempenho. A seleção das estruturas nestes ramais depende da sua localização e das características próprias do local (resistividade do solo e blindagem do local).

6.4.4 Validação do Modelo de Otimização dos Indicadores de Confiabilidade e Investimento utilizando PLIMM (sistema teste de 4 barras)

Nesta seção, é apresentada a validação do modelo PLIMM para obter simultaneamente os indicadores $SAIFI$ e $MAIFI_E$ desejados e o investimento no sistema ($Custo_{investimento}$) utilizando o sistema reduzido de 4 nós apresentado na Figura 48. A seguir, são apresentadas as combinações possíveis na Tabela 4, a qual está ordenada de acordo com valores crescentes de investimentos.

Tabela 4. Combinações possíveis de estruturas-aterramentos vs indicadores de confiabilidade e investimento – Em ordem crescente de investimento.

Combinação n°	Linha 1	Linha 3	Linha 4	Investimento [R\$]	SAIFI [int.sust./ano]	MAIFI _E [int.mom./ano]
1	SB	SB	SB	0	0,158227	0,825548
2	SB	SB	CF_Malha	2452	0,158044	0,723405
10	CF_Malha	SB	SB	2578	0,133269	0,739493
4	SB	CF_Malha	SB	3329	0,126000	0,714430
3	SB	SB	CG_Malha	3393	0,157973	0,683805
19	CG_Malha	SB	SB	3568	0,123593	0,706130
7	SB	CG_Malha	SB	4607	0,113506	0,671351
11	CF_Malha	SB	CF_Malha	5030	0,133086	0,637349
5	SB	CF_Malha	CF_Malha	5781	0,125817	0,612287
13	CF_Malha	CF_Malha	SB	5907	0,101042	0,628375
12	CF_Malha	SB	CG_Malha	5971	0,133015	0,597749
20	CG_Malha	SB	CF_Malha	6020	0,123410	0,603986
6	SB	CF_Malha	CG_Malha	6722	0,125746	0,572687
22	CG_Malha	CF_Malha	SB	6897	0,091366	0,595012
21	CG_Malha	SB	CG_Malha	6961	0,123339	0,564386
8	SB	CG_Malha	CF_Malha	7059	0,113323	0,569207
16	CF_Malha	CG_Malha	SB	7185	0,088548	0,585296
9	SB	CG_Malha	CG_Malha	8000	0,113252	0,529607
25	CG_Malha	CG_Malha	SB	8174	0,078872	0,551933
14	CF_Malha	CF_Malha	CF_Malha	8359	0,100859	0,526231
15	CF_Malha	CF_Malha	CG_Malha	9300	0,100788	0,486631
23	CG_Malha	CF_Malha	CF_Malha	9349	0,091183	0,492869
17	CF_Malha	CG_Malha	CF_Malha	9637	0,088365	0,483152
24	CG_Malha	CF_Malha	CG_Malha	10290	0,091112	0,453269
18	CF_Malha	CG_Malha	CG_Malha	10578	0,088294	0,443552
26	CG_Malha	CG_Malha	CF_Malha	10626	0,078689	0,449789
27	CG_Malha	CG_Malha	CG_Malha	11567	0,078618	0,410189

Para as estruturas existentes (sem blindagem), o investimento é nulo $Custo_{investimento}^{Min} = R\$ 0,00$. Nessa condição, os indicadores de confiabilidade são $SAIFI^{Máx} = 0,158227$ (int. sust./ano), $MAIFI_E^{Máx} = 0,825548$ (int. mom./ano). Por outro lado, quando são alocadas estruturas com cabo de guarda e aterramento tipo malha, os indicadores de confiabilidade são $SAIFI^{Min} = 0,078618$ (int. sust./ano), $MAIFI_E^{Min} = 0,410189$ (int. mom./ano). Neste caso, o valor de investimento é $Custo_{investimento}^{Máx} = R\$11.567,00$.

De acordo com a equação (4.6), os valores máximos são utilizados para calcular os fatores de normalização ou pesos w_1 , w_2 e w_3 da função objetivo FO, e são dados por:

$$w_1 = 1/(SAIFI^{Máx}) = 6,32 \text{ (interrupções sustentadas/ano)}^{-1};$$

$$w_2 = 1/(MAIFI_E^{Máx}) = 1,2113 \text{ (interrupções momentâneas/ano)}^{-1} \text{ e};$$

$$w_3 = 1/(Custo_{investimento}^{Máx}) = 0,00008645 \text{ (R\$)}^{-1}.$$

Para a análise do estudo de confiabilidade, é preciso considerar diversos estudos de caso de onde são utilizados diferentes valores das metas g_1 , g_2 e g_3 segundo (4.6). A seguir, são descritos os cenários para validar o modelo de otimização simultânea dos indicadores de confiabilidade e investimento total formulado como problema PLIMM. Para cada cenário, são

quantificadas as metas g_1 , g_2 e g_3 para os objetivos $SAIFI$, $MAIFI_E$ e $Custo_{investimento}$, respectivamente.

- **Cenário 1:**

$$g_1 = SAIFI = 0,13 \text{ (interrupções sustentadas/ano);}$$

$$g_2 = MAIFI_E = 0,63 \text{ (interrupções momentâneas/ano) e;}$$

$$g_3 = Custo_{investimento} = R\$ 5.000,00.$$

- **Cenário 2:**

$$g_1 = SAIFI = 0,08 \text{ (interrupções sustentadas/ano);}$$

$$g_2 = MAIFI_E = 0,55 \text{ (interrupções momentâneas/ano) e;}$$

$$g_3 = Custo_{investimento} = R\$ 8.200,00.$$

- **Cenário 3:**

$$g_1 = SAIFI = 0,078 \text{ (interrupções sustentadas/ano);}$$

$$g_2 = MAIFI_E = 0,449 \text{ (interrupções momentâneas/ano) e;}$$

$$g_3 = Custo_{investimento} = R\$ 10.700,00.$$

Os resultados obtidos do modelo matemático de otimização utilizando PLIMM são apresentados na Tabela 5. As metas g_1 , g_2 e g_3 , correspondentes aos objetivos $SAIFI$, $MAIFI_E$ e $Custo_{investimento}$, respectivamente, são marcadas na cor azul, e os resultados da simulação na cor preta.

Tabela 5. Resultados do modelo PLIMM para os 3 cenários.

	Cenário 1	Cenário 2	Cenário 3
Combinação n°	11	25	26
g_1 [int./ano]	0,13	0,078	0,078
δ_1 [int./ano]	0,003	0,0009	$6,89 \times 10^{-4}$
$SAIFI$ [int./ano]	0,133	0,0789	0,078689
g_2 [int./ano]	0,63	0,55	0,449
δ_2 [int./ano]	0,007	0,0019	$7,9 \times 10^{-4}$
$MAIFI_E$ [int./ano]	0,637	0,5519	0,449789
g_3 [R\$]	5.000,00	8.200,00	10.700,00
δ_3 [R\$]	30,00	25,00	74,00
$Custo Invest.$ [R\$]	5.030,00	8.175,00	10.626,00
FO	0,031	0,058	0,001

Pode-se observar que os resultados das simulações estão de acordo com os valores das metas g_1 , g_2 e g_3 correspondentes aos objetivos $SAIFI$, $MAIFI_E$ e $Custo_{investimento}$, respectivamente, mostrados na Tabela 5. Para cada cenário, a metodologia de seleção e alocação de estrutura-aterramento prioriza o menor valor possível dos desvios δ_1 , δ_2 e δ_3 , de acordo com os pesos w_1 , w_2 e w_3 .

Os resultados da FO calculada para os valores metas dos cenários 1, 2 e 3 para cada combinação possível de estruturas são apresentados na Figura 51, Figura 52 e Figura 53. Pode-se observar na Figura 51 que a combinação 11 foi a que forneceu a menor FO para o cenário 1. Este resultado coincide com o obtido pelo modelo PLIMM. Na Figura 52, observa-se que a combinação 25 resultou na menor FO para o cenário 2. Este resultado coincide com o obtido pelo modelo PLIMM. Finalmente, a Figura 53 mostra que a combinação 26 fornece a menor FO para o cenário 3 validando o resultado fornecido pelo modelo PLIMM.

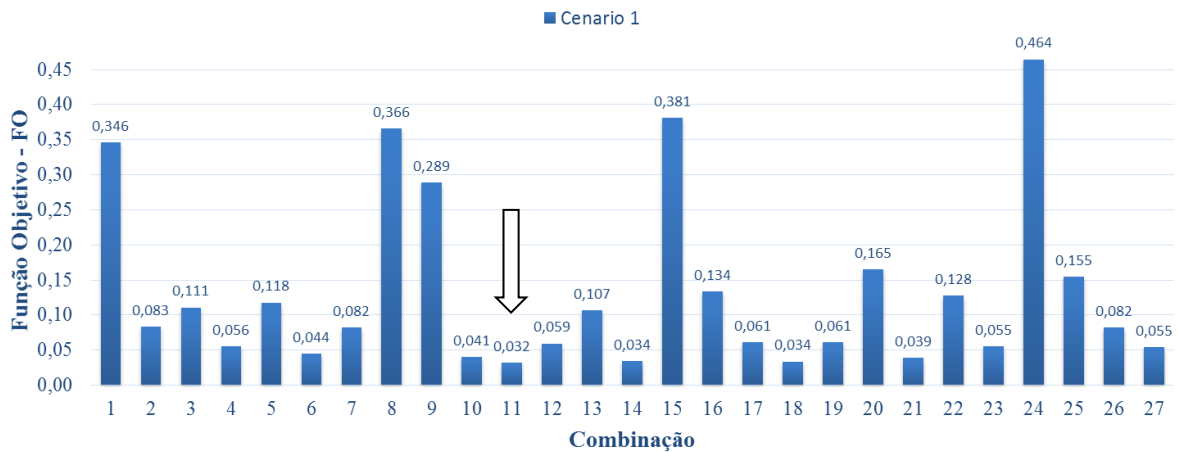


Figura 51. Função objetivo para cada combinação de estrutura-aterramento – Cenário 1.

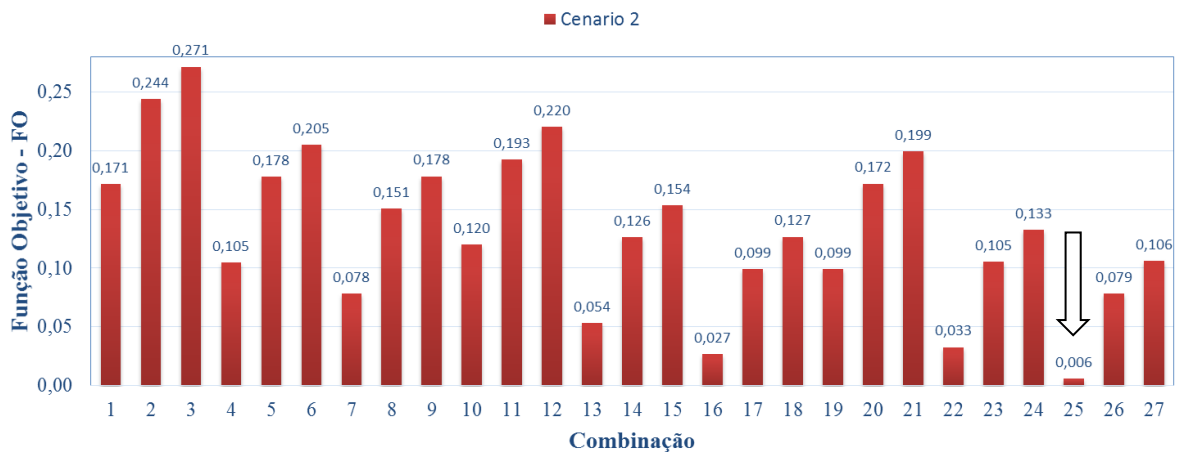


Figura 52. Função objetivo para cada combinação de estrutura-aterramento – Cenário 2.

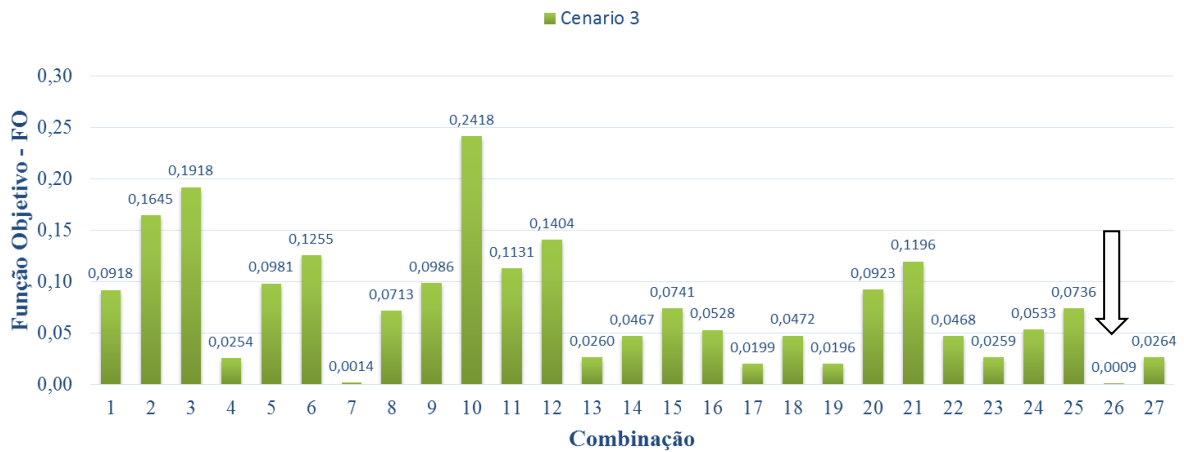


Figura 53. Função objetivo para cada combinação de estrutura-aterramento – Cenário 3.

6.4.5 Otimização dos Indicadores de Confiabilidade e Investimento utilizando PLIMM (sistema real de 81 barras)

Nesta seção, são apresentados os resultados do modelo PLIMM para otimização dos indicadores $SAIFI$ e $MAIFI_E$ e do investimento do sistema real de 81 barras. A Tabela 6 apresenta os valores dos indicadores $SAIFI$ e $MAIFI_E$ e do $Custo_{investimento}$ quando considera-se uma mesma configuração de estrutura-aterramento para todas as seções do alimentador.

Os valores extremos dos indicadores $SAIFI$ e $MAIFI_E$ e $Custo_{investimento}$ podem ser selecionados da Tabela 6 para parametrizar a função objetivo e definir as metas para os diferentes estudos de caso.

Tabela 6. Estruturas-aterramentos vs indicadores de confiabilidade e investimento.

Estrutura-aterramento	j	$SAIFI$ (int.sust./ano)	$MAIFI_E$ (int.mom./ano)	Investimento (R\$)
SB	1	2,479	31,830	0,00
CF_1h	2	2,353	29,612	46.544,00
CF_2h	3	2,177	27,252	52.749,00
CF_Cp	4	2,266	28,133	79.434,00
CF_Cruz	5	2,089	25,689	118.531,00
CF_Malha	6	1,639	20,629	274.917,00
CG_1h	7	1,351	15,284	152.042,00
CG_2h	8	1,273	13,989	158.248,00
CG_Cp	9	1,300	14,265	184.933,00
CG_Cruz	10	1,208	12,786	224.029,00
CG_Malha	11	1,153	11,846	380.416,00

Para estruturas do tipo normal sem blindagem (estruturas existentes), o investimento é nulo (e $Custo_{investimento}^{Min} = R\$0,00$), mas nessa condição os indicadores $SAIFI$ e $MAIFI_E$ apresentam valores máximos. Estes valores são os seguintes: $SAIFI^{Máx} = 2,48$ (interrupções sustentadas/ano), $MAIFI_E^{Máx} = 31,8$ (interrupções momentâneas/ano).

As estruturas com cabo de guarda e aterramento tipo malha apresentam os menores valores dos indicadores $SAIFI$ e $MAIFI_E$, mas possuem os maiores valores de investimento. Estes valores são os seguintes: $SAIFI^{Min} = 1,15$ (interrupções sustentadas/ano), $MAIFI_E^{Min} = 11,8$ (interrupções momentâneas/ano) e $Custo_{investimento}^{Máx} = R\$380.416,00$.

De acordo com a equação (4.7), (4.8) y (4.9), os valores máximos são utilizados para calcular os fatores de normalização ou pesos w_1 , w_2 e w_3 da função objetivo FO. Os pesos w são dados por:

$$w_1 = 1/(SAIFI^{Máx}) = 0,403389 \text{ (interrupções sustentadas/ano)}^{-1};$$

$$w_2 = 1/(MAIFI_E^{Máx}) = 0,031417 \text{ (interrupções momentâneas/ano)}^{-1};$$

$$w_3 = 1/(Custo_{investimento}^{Máx}) = 0,0000026287 \text{ (R\$)}^{-1}.$$

Para a análise do estudo de confiabilidade, é preciso considerar diversos casos de estudo onde são considerados diferentes valores das metas g_1 , g_2 e g_3 segundo (4.6). A seguir, são descritos os cenários para avaliar o modelo de otimização proposto, sendo que para cada um deles são quantificadas as metas g_1 , g_2 e g_3 para os objetivos $SAIFI$, $MAIFI_E$ e $Custo_{investimento}$, respectivamente.

- **Cenário 1:**

$$g_1 = SAIFI^{Máx} = 2,48 \text{ (interrupções sustentadas/ano);}$$

$$g_2 = MAIFI_E^{Máx} = 31,83 \text{ (interrupções momentâneas/ano);}$$

$$g_3 = Custo_{investimento}^{Min} = R\$0,00.$$

- **Cenário 2:**

$$g_1 = SAIFI^{Min} = 1,15 \text{ (interrupções sustentadas/ano);}$$

$$g_2 = MAIFI_E^{Min} = 11,84 \text{ (interrupções momentâneas/ano);}$$

$$g_3 = Custo_{investimento}^{40\%} = R\$152.166,40.$$

- **Cenário 3:**

$$g_1 = SAIFI^{Min} = 1,15 \text{ (interrupções sustentadas/ano);}$$

$$g_2 = MAIFI_E^{Min} = 11,84 \text{ (interrupções momentâneas/ano);}$$

$$g_3 = Custo_{investimento}^{Máx} = R\$380.416,00.$$

A seguir, são avaliados os resultados dos testes. A Tabela 7 apresenta os resultados da otimização utilizando o modelo PLIMM para cada cenário de estudo. Observa-se a evolução do cenário 1 até o cenário 3, os indicadores de confiabilidade diminuem na medida em que o

investimento aumenta, mostrando uma marcada tendência de melhoria no comportamento do sistema. Os resultados obtidos da otimização do modelo matemático proposto utilizando PLIMM não consegue alcançar simultaneamente todos os objetivos, conforme os valores das metas escolhidas g_1 , g_2 e g_3 para cada um dos cenários analisados.

Tabela 7. Otimização dos indicadores de confiabilidade e investimento - Variáveis vs cenários.

	Cenário 1		Cenário 2		Cenário 3	
	Metas	Resultados	Metas	Resultados	Metas	Resultados
<i>SAIFI</i>	2,48	2,48	1,15	1,238	1,15	1,15
<i>MAIFI_E</i>	31,83	31,83	11,84	14,005	11,84	11,84
<i>R\$</i>	0,00	0,00	152.166,40	151.779,90	380.416,00	380.416,00

Observa-se no cenário 1 que as metas escolhidas são de valores extremos, selecionando metas com valores máximos para os indicadores de confiabilidade ($g_1 = SAIFI^{Máx}$ e $g_2 = MAIFI_E^{Máx}$) e metas com valores mínimos para o investimento do sistema ($g_3 = Custo_{investimento}^{Min}$). Dado que a combinação de metas é possível, o resultado da otimização é igual as metas escolhidas, apresentando valores de confiabilidade $SAIFI = 2,48$ (interrupções sustentadas/ano) e $MAIFI_E = 31,83$ (interrupções momentâneas/ano) referentes ao investimento de R\$0,00. Neste caso, os 3 objetivos foram alcançados simultaneamente e o algoritmo conseguiu obtê-los. Observa-se que, neste caso, o objetivo de investimento zero é refletido pela seleção de estruturas não blindadas.

No cenário 2, as metas escolhidas são de valores arbitrários, metas com valores mínimos para os indicadores de confiabilidade ($g_1 = SAIFI^{Min}$ e $g_2 = MAIFI_E^{Min}$) e meta de investimento igual a 40% do investimento total ($g_3 = Custo_{investimento}^{40\%}$). Os resultados após a otimização do sistema mediante a seleção e alocação de estruturas de blindagem e aterramento apresentam valores de confiabilidade $SAIFI = 1,238$ (interrupções sustentadas/ano) e $MAIFI_E = 14,005$ (interrupções momentâneas/ano) maiores que as metas escolhidas g_1 e g_2 , e o investimento de R\$151.779,90 resulta menor ao valor da meta g_3 (R\$152.166,40). Não foi possível alcançar as metas para $SAIFI$ e $MAIFI_E$ devido à meta de investimento.

No cenário 3, a seleção de estruturas é completamente diferente daquela do cenário 1, pois as metas escolhidas são de valores extremos, com valores mínimos para as metas referentes aos indicadores de confiabilidade ($g_1 = SAIFI^{Min}$, $g_2 = MAIFI_E^{Min}$) e máximo para o investimento ($g_3 = Custo_{investimento}^{Máx}$). Nesse cenário são selecionadas e alocadas estruturas de excelente rendimento mediante descargas atmosféricas. As estruturas selecionadas são o tipo de cabo de guarda e aterramento tipo malha, apresentando os valores mínimos dos indicadores: $SAIFI = 1,15$ (interrupções sustentadas/ano) e $MAIFI_E = 11,84$ (interrupções

momentâneas/ano), referentes ao investimento de R\$380.416,00. Os valores dos indicadores e investimento resultados da otimização são iguais as metas escolhidas, ou seja, que os 3 objetivos alcançáveis foram obtidos pelo modelo.

Os resultados da seleção e alocação das estruturas-aterramentos para os cenários 1 e 3 são apresentados no Apêndice D.

No caso da Figura 54, referente ao cenário 2, cujas metas são $g_1 = SAIFI^{Min}$, $g_2 = MAIFI_E^{Min}$ e $g_3 = Custo_{investimento}^{40\%}$, observa-se que em todas as seções do circuito principal antes do religador são selecionadas estruturas do tipo blindada com cabo de guarda e aterramento cruz ($j = 10$: CG_Cruz). Nas laterais, são utilizadas estruturas do tipo blindada com cabo de guarda e aterramento tipo cruz ($j = 10$: CG_Cruz), de duas hastes ($j = 8$: CG_2h), de uma haste ($j = 7$: CG_1h) e captor Franklin com aterramento tipo cruz ($j = 5$: CG_Cruz).

A partir do religador no circuito principal, todas as estruturas selecionadas são blindadas com cabo de guarda e aterramento tipo duas hastes ($j = 8$), e nas laterais são utilizadas estruturas do tipo blindada com cabo de guarda com aterramento de duas hastes ($j = 8$: CG_2h) e aterramento de uma haste ($j = 7$: CG_1h). No caso de estrutura com captor Franklin, o aterramento é de duas hastes ($j = 3$: CG_2h). Para todas as seções de linha, a escolha da estrutura-aterramento depende da resistividade do solo e da blindagem do local.

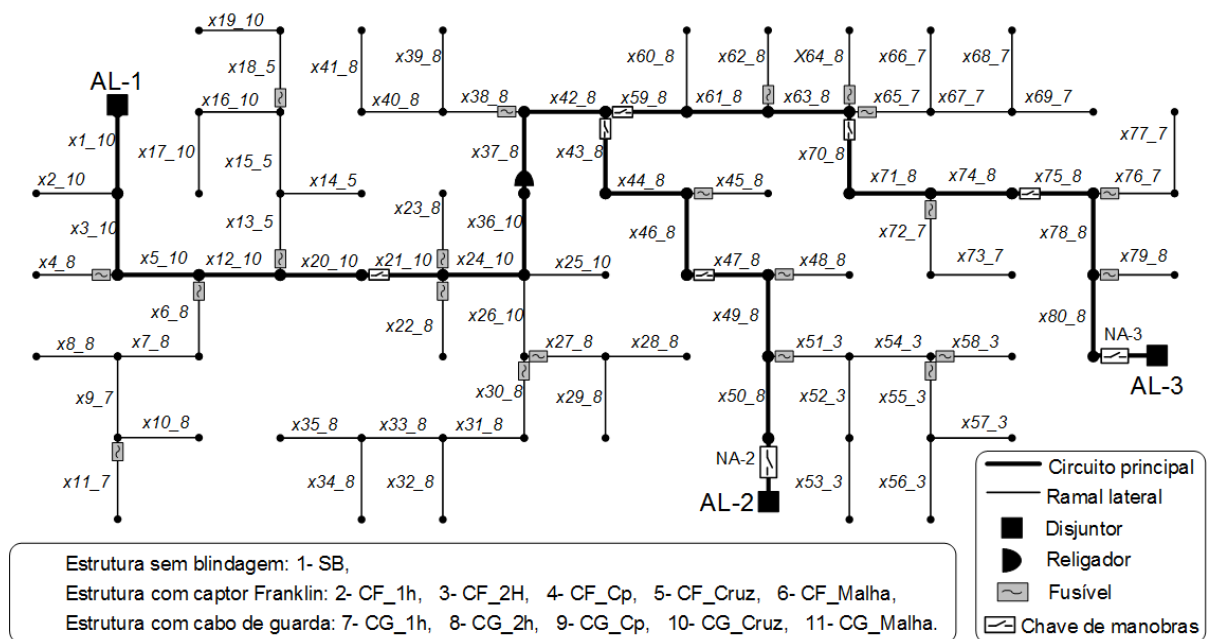


Figura 54. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização dos indicadores de confiabilidade e investimento utilizando PLIMM - Cenário 2.

A Figura 55 apresenta os valores dos indicadores $SAIFI$ e $MAIFI_E$ e investimento obtidos da otimização do sistema utilizando PLIMM para cada um dos cenários. Conforme esperado, quanto maiores são os valores de investimento, menores são os indicadores $SAIFI$ e $MAIFI_E$ e vice-versa.

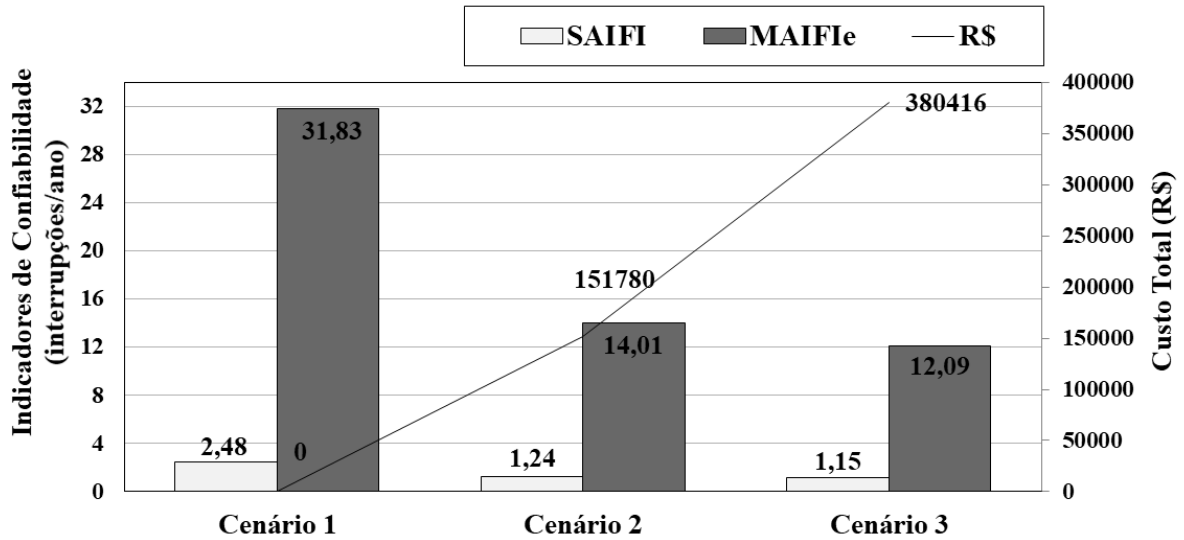


Figura 55. Otimização dos indicadores de confiabilidade e investimento utilizando PLIMM – Variáveis vs cenários.

Na Tabela 8, são apresentadas as porcentagens de utilização de cada uma das estruturas-aterramentos para cada um dos cenários estudados.

Tabela 8. Seleção de estruturas-aterramentos vs cenários na otimização da confiabilidade e investimento utilizando PLIMM.

Estrutura-aterramento	j	Cenário 1 (%)	Cenário 2 (%)	Cenário 3 (%)
SB	1	100	0	0
CF_1h	2	0	0	0
CF_2h	3	0	10	0
CF_Cp	4	0	0	0
CF_Cruz	5	0	5	0
CF_Malha	6	0	0	0
CG_1h	7	0	13,75	0
CG_2h	8	0	53,75	0
CG_Cp	9	0	0	0
CG_Cruz	10	0	17,5	0
CG_Malha	11	0	0	100
Total (%)		100	100	100

No cenário 1, todas as estruturas selecionadas (100%) são sem blindagem ($j = 1$), com a restrição extrema que considera elevados valores dos indicadores de confiabilidade e investimento nulo.

No cenário 2, 10% das estruturas são do tipo captor Franklin e aterramento de duas hastes, e 5% das estruturas são do tipo captor Franklin e aterramento tipo cruz. As demais estruturas correspondem a estruturas blindadas com cabo de guarda e diferentes aterramentos, de uma haste (13,75%), duas hastes (53,75%) e cruz (17,5%). Esta seleção corresponde à variação do tipo de aterramento que depende das características do local (fator de blindagem e resistividade do solo).

No cenário 3, todas as estruturas são selecionadas com blindagem (100%) como sistemas de proteção contra as descargas atmosféricas com cabo de guarda e aterramento tipo malha ($j = 11$) devido à restrição extrema que considera os indicadores mínimos de confiabilidade $SAIFI$ e $MAIFI_E$ e investimento máximo.

É importante destacar que nesta metodologia, utilizando PLIMM, para otimização dos indicadores e investimentos, selecionam-se estruturas-aterramentos adequadamente, dependendo dos valores metas selecionados.

6.4.6 Análise comparativa variando a taxa de faltas permanentes

Nos estudos de caso das seções anteriores foi considerado uma taxa de faltas permanentes igual a 20% das faltas totais, ou seja, $\Gamma = 0,2$. Nesta seção, é feita uma análise variando a taxa de faltas permanentes para o cálculo dos indicadores $SAIFI$ e $MAIFI_E$ utilizando formulação matemática PLIMM. A taxa de faltas permanentes adota os valores de 20% e 40% das faltas totais, ou seja, caso 1 com $\Gamma = 0,2$ e caso 2 com $\Gamma = 0,4$. Considerando tais taxas, os índices de confiabilidade e os custos de investimentos associados podem ser obtidos para cada tipo de estrutura-aterramento.

A Tabela 9 resume os valores obtidos para $SAIFI$, $MAIFI_E$ e Investimentos. Nela, todas as seções de linha possuem a mesma estrutura-aterramento como sistema de proteção contra descargas atmosféricas. Os valores do caso 1 são reescritos os resultados da Tabela 6.

Tabela 9. Sistema de Proteção contra as Descargas Atmosféricas, Índices de Confiabilidade e Investimentos - Caso 1 (com $\Gamma = 0,2$) e Caso 2 (com $\Gamma = 0,4$).

Estrutura e Aterramento	j	SAIFI (int. sust./ano)		MAIFI _E (int. mom./ano)		Investimentos (R\$)
		Caso 1 $\Gamma = 0,2$	Caso 2 $\Gamma = 0,4$	Caso 1 $\Gamma = 0,2$	Caso 2 $\Gamma = 0,4$	
SB	1	2,48	4,96	31,83	29,69	0,00
CF_1h	2	2,35	4,71	29,61	27,58	46.542,50
CF_2h	3	2,18	4,35	27,25	25,38	52.750,00
CF_Cp	4	2,27	4,53	28,13	26,18	79.435,00
CF_Cruz	5	2,09	4,18	25,69	23,89	118.530,00
CF_Malha	6	1,64	3,28	20,63	19,22	274.917,50
CG_1h	7	1,35	2,70	15,28	14,12	152.042,50
CG_2h	8	1,27	2,55	13,99	12,89	158.247,50
CG_Cp	9	1,30	2,60	14,26	13,14	184.932,50
CG_Cruz	10	1,21	2,42	12,79	11,75	224.030,00
CG_Malha	11	1,15	2,31	12,09	11,09	380.415,00

Sabe-se que os objetivos SAIFI e MAIFI_E não são conflitantes entre si. Por outro lado, existe uma relação conflitante entre os indicadores de confiabilidade e o investimento: os indicadores sobem quando o investimento baixa e vice-versa.

Foram selecionados três cenários de estudos para cada uma das taxas de falta permanente. Foram selecionados objetivos com valores mínimos, médios e inacessíveis de modo que sejam metas não alcançáveis simultaneamente. A sua vez para cada cenário, os valores dos objetivos se cruzam (intercambiam) de modo que possam ser feitas comparações entre cada uma delas para verificar: *i*) a versatilidade, *ii*) a robustez e *iii*) a potencialidade da metodologia proposta utilizando PLIMM.

A seguir os seis casos considerados:

- **Cenário 1:**

$$g_1 = SAIFI = 2 \text{ (int.sust./ano);}$$

$$g_2 = MAIFI_E^{Inacessível} = 10 \text{ (int.mom./ano);}$$

$$g_3 = Custo_{investimento} = R\$125.000,00, \text{ valor aleatório menor que a média.}$$

- **Cenário 2:**

$$g_1 = SAIFI^{Min} = 1,15 \text{ (int.sust./ano);}$$

$$g_2 = MAIFI_E^{Min} = 12,09 \text{ (int.mom./ano);}$$

$$g_3 = Custo_{investimento}^{40\%} = R\$152.166,40.$$

- **Cenário 3:**

$$g_1 = SAIFI^{Inacessível} = 1 \text{ (int.sust./ano), é metade da restrição } g_1 \text{ do cenário 1;}$$

$$g_2 = MAIFI_E = 20 \text{ (int.mom./ano), dobro da restrição } g_2 \text{ do cenário 1;}$$

$$g_3 = Custo_{investimento} = R\$125.000,00, \text{ igual a restrição } g_3 \text{ do cenário 1.}$$

- **Cenário 4:**

$g_1 = SAIFI = 3,5$ (int.sust./ano), é quase o dobro da restrição g_1 do cenário 1;

$g_2 = MAIFI_E^{Inacessível} = 10$ (int.mom./ano), é igual a restrição g_2 do cenário 1;

$g_3 = Custo_{investimento} = R\$125.000,00$, igual a restrição g_3 do cenário 1.

- **Cenário 5:**

$g_1 = SAIFI^{Min} = 2,31$ (int.sust./ano);

$g_2 = MAIFI_E^{Min} = 11,09$ (int.mom./ano);

$g_3 = Custo_{investimento}^{40\%} = R\$152.166,40$, igual a restrição g_3 do cenário 2.

- **Cenário 6:**

$g_1 = SAIFI^{Inacessível} = 1,8$ (int.sust./ano);

$g_2 = MAIFI_E = 20$ (int.mom./ano), dobro da restrição g_2 do cenário 1;

$g_3 = Custo_{investimento} = R\$125.000,00$, igual a restrição g_3 do cenário 1.

De acordo com a Tabela 9, os seis cenários de teste têm valores diferentes de metas g_1 , g_2 e g_3 , que não são simultaneamente alcançáveis. Os cenários 1, 2 e 3 correspondem a um mesmo valor de $\Gamma = 0,2$; e os cenários de estudo 4, 5 e 6 correspondem a um mesmo valor de $\Gamma = 0,4$.

Os cenários 1 e 4 propõem metas alcançáveis para $SAIFI$ e metas inalcançáveis para $MAIFI_E$, considerando a mesma meta de custo e diferentes características do sistema, $\Gamma = 0,2$ e $\Gamma = 0,4$ respectivamente. Nesta comparativa, o objetivo é analisar a solução do modelo proposto considerando metas iguais de investimento e diferentes taxas de faltas permanentes.

Alternativamente, os cenários 3 e 6 propõem metas inalcançáveis para $SAIFI$ e metas alcançáveis para $MAIFI_E$ considerando a mesma meta de investimento para diferentes características do sistema, $\Gamma = 0,2$ e $\Gamma = 0,4$ respectivamente.

Finalmente, os cenários 2 e 5 apresentam condições com metas alcançáveis de $SAIFI$ e $MAIFI_E$, enquanto a meta de investimento é agora 40% do investimento total ($Custo_{investimento}^{40\%} = R\$152.166,40$), considerando ainda diferentes características do sistema, com $\Gamma = 0,2$ para o cenário 2 e com $\Gamma = 0,4$ para o cenário 5.

A Tabela 10 e a Tabela 11 mostram os resultados obtidos pelo modelo de otimização PLIMM para cada um dos objetivos.

Tabela 10. Índices de Confiabilidade e Investimentos - Teste do Caso 1 ($\Gamma = 0,2$).

Caso 1 $\Gamma = 0,2$	Cenário 1		Cenário 2		Cenário 3	
	Objetivos	Resultados	Objetivos	Resultados	Objetivos	Resultados
$SAIFI$	2,00	2,00	1,15	1,24	1,00	1,24
$MAIFI_E$	10,00	15,86	12,09	14,00	20,00	20,00
R\$	125.000,00	124.994,00	152.166,40	151.680,80	125.000,00	124.587,00

Tabela 11. Índices de Confiabilidade e Investimentos - Teste do Caso 2 ($\Gamma = 0,4$).

Caso 2 $\Gamma = 0,4$	Cenário 4		Cenário 5		Cenário 6	
	Objetivos	Resultados	Objetivos	Resultados	Objetivos	Resultados
<i>SAIFI</i>	3,50	3,0	2,31	2,51	1,80	2,51
<i>MAIFI_E</i>	10,00	13,82	11,09	12,70	20,00	20,00
R\$	125.000,00	125.000,00	152.166,40	151.743,75	125.000,00	124.674,00

Nos cenários 1 e 4 a meta de *SAIFI* foi alcançada, ou melhorada, enquanto o *MAIFI_E* não foi alcançado, a meta custo de investimento foi alcançada. Nos cenários 3 e 6 as metas são valores inalcançáveis para o *SAIFI* e valores alcançáveis para o *MAIFI_E*, e metas de custos de investimentos iguais considerando diferentes taxas de falhas, $\Gamma = 0,2$ para o cenário 3 e $\Gamma = 0,4$ para o cenário 6. Os objetivos de investimentos ainda são iguais aos cenários de teste 1 e 4. Os resultados dos cenários testes 3 e 6 mostram que, em ambos os cenários, o modelo de otimização PLIMM foi capaz de obter a meta alcançável da *MAIFI_E*, quase atingindo o objetivo dos custos de investimentos.

Os resultados finais indicam ainda que o *SAIFI* obtido para o cenário 3 (1,24 int.sust./ano) foi comparativamente menor do que a obtida para o cenário 6 (2,51 int.sust./ano). Isso é esperado, uma vez que o cenário 6 possui uma taxa de falta permanente mais alta ($\Gamma = 0,4$). Ainda assim, no cenário 6, o modelo PLIMM foi capaz de obter soluções para seções no circuito principal onde a estrutura-aterramento é mais custoso do que o cenário 3 ($\Gamma = 0,2$). Isso também é esperado, uma vez que esta seleção de estruturas-aterramentos reduzirá o *SAIFI* do sistema, que é inerentemente maior no caso 2 (cenário 6).

Nos cenários 2 e 5 ambos os objetivos *SAIFI* e *MAIFI_E* são alcançáveis e o objetivo de custos de investimentos é igual ou maior que os cenários anteriores. Observa-se que o modelo de otimização não consegue alcançar simultaneamente todos os objetivos, conforme ilustrado. Como esperado, pode-se ver que o objetivo do investimento, que era muito próximo de ser alcançado em ambos os casos de teste, não era suficiente para atingir os valores mínimos desejados de *SAIFI* e de *MAIFI_E*. Além disso, os indicadores *SAIFI* e *MAIFI_E* são menores para o cenário 2 ($\Gamma = 0,2$) em comparação com o cenário 5 ($\Gamma = 0,4$). A Tabela 12 apresenta as estruturas-aterramento obtidos para cada caso e para cada cenário.

Tabela 12. Seleção de estruturas-aterramentos.

Estrutura e Aterramento	j	Caso 1 ($\Gamma = 0,2$)			Caso 2 ($\Gamma = 0,4$)		
		Cenário 1 (%)	Cenário 2 (%)	Cenário 3 (%)	Cenário 4 (%)	Cenário 5 (%)	Cenário 6 (%)
SB	1	30,0	0	33,75	18,75	0	40,0
CF_1h	2	0	0	0	0	0	0
CF_2h	3	1,25	10	3,75	8,75	6,25	3,75
CF_Cp	4	0	0	0	0	0	0
CF_Cruz	5	3,75	5	3,75	6,25	3,75	2,5
CF_Malha	6	0	0	0	0	0	0
CG_1h	7	6,25	12,5	11,25	11,25	8,75	6,25
CG_2h	8	46,25	55	13,75	50	72,5	11,25
CG_Cp	9	0	0	1,25	0	0	0
CG_Cruz	10	12,5	17,5	21,25	0	8,75	20
CG_Malha	11	0	0	11,25	5	0	16,25
Total (%)		100	100	100	100	100	100

A seguir se faz uma análise de sensibilidade ante a variação da taxa de faltas permanentes Caso 1 (com $\Gamma = 0,2$) vs Caso 2 (com $\Gamma = 0,4$) mediante uma comparação entre cenários com as mesmas restrições a modo de ver a versatilidade e potencialidade da metodologia PLIMM.

De acordo com a Tabela 12 e comparando o cenário 1 (com $\Gamma = 0,2$) e o cenário 4 (com $\Gamma = 0,4$), as estruturas-aterramentos selecionadas correspondem a 30% e 18,75% do tipo normal sem blindagem, 1,25% e 8,75% com captor Franklin e aterramento de 2 hastes, 3,75% e 6,25% com captor Franklin e aterramento tipo cruz, 6,25% e 11,25% com cabo de guarda e aterramento de 1 haste, 46,25% e 50% com cabo de guarda e aterramento de 2 hastes, 12,5% e 0% com cabo de guarda e aterramento tipo cruz, 0% e 5% de estruturas com cabo de guarda e aterramento tipo malha o para o cenário 1 e cenário 4 respectivamente.

Da mesma forma, comparando o cenário 2 (com $\Gamma = 0,2$) e o cenário 5 (com $\Gamma = 0,4$), as estruturas-aterramentos selecionadas correspondem a 10% e 6,25% com captor Franklin e aterramento de duas hastes; 5% e 3,75% com captor Franklin e aterramento tipo cruz, 12,5% e 8,75% são estruturas com cabo de guarda e aterramento de 1 haste; 55% e 72,5% são estruturas com cabo de guarda e aterramento de 2 hastes; 17,5% e 8,75% são estruturas com cabo de guarda e aterramento tipo cruz para o cenário 2 e cenário 5 respectivamente.

Já na comparação do cenário 3 (com $\Gamma = 0,2$) e o cenário 6 (com $\Gamma = 0,4$), a seleção de estruturas-aterramentos do sistema corresponde a 33,75% e 40% de estruturas sem blindagem; 3,75% para ambos cenários são estruturas com captor Franklin e aterramento de 2 hastes; 3,75% e 2,5% corresponde a estruturas com captor Franklin e aterramento tipo cruz; 11,25% e 6,25% são estruturas com cabo de guarda e aterramento de 1 haste; 13,75% e 11,25% são estruturas

com cabo de guarda e aterramento de 2 hastes; 1,25% e 0% são estruturas com cabo de guarda e aterramento tipo contrapeso; 21,25% e 20% são estruturas com cabo de guarda e aterramento tipo cruz; 11,25% e 16,25% são estruturas com cabo de guarda e aterramento tipo malha para o cenário 3 e cenário 6 respectivamente.

Na comparação dos cenários, a maioria das vezes a seleção das estruturas-aterramentos com maior proteção se dá para os cenários do caso 2 onde a taxa de faltas permanentes é maior. A análise dos cenários com taxa de faltas permanentes distintas permite mostrar que a metodologia PLIMM é sensível e se adapta as variações deste parâmetro, podendo otimizar a seleção de estruturas-aterramentos com maior desempenho quando a taxa de faltas é maior. Deste modo, a otimização se faz alocando melhores estruturas-aterramentos como sistema de proteção contra as descargas atmosféricas.

A seguir é apresentada a seleção de estruturas-aterramentos em cada seção do alimentador para dois cenários com taxas de faltas permanentes distintas. A Figura 56 e Figura 57 ilustram a proposta de alocação de estruturas-aterramentos para os cenários 1 e 4. Observa-se que, em ambos os cenários, em áreas com menor resistividade do solo (500 ou 1000 Ohm.m) não foi alocado nenhum tipo de blindagem nem aterramento. Além disso, o número de soluções sem blindagem e sem aterramento foi substancialmente reduzido para o cenário 4 comparado com o cenário 1. No cenário 1 (Figura 56) que corresponde a taxa de faltas permanentes com $\Gamma = 0,2$, no alimentador principal onde a resistividade do solo é relativamente baixa foram incluídas estruturas sem blindagem nem aterramento (estruturas com menores valores de CFO). No cenário 4 (Figura 57) que corresponde ao caso 2 (com $\Gamma = 0,4$), foram incluídos um maior número de soluções de estrutura-aterramento mais dispendiosas (estruturas-aterramentos com maior CFO), principalmente em seções a jusante de fusíveis. Isso é esperado, no esquema de economia de fusíveis, onde estruturas a jusante da proteção (fusível) se obtém um maior número de interrupções momentâneas.

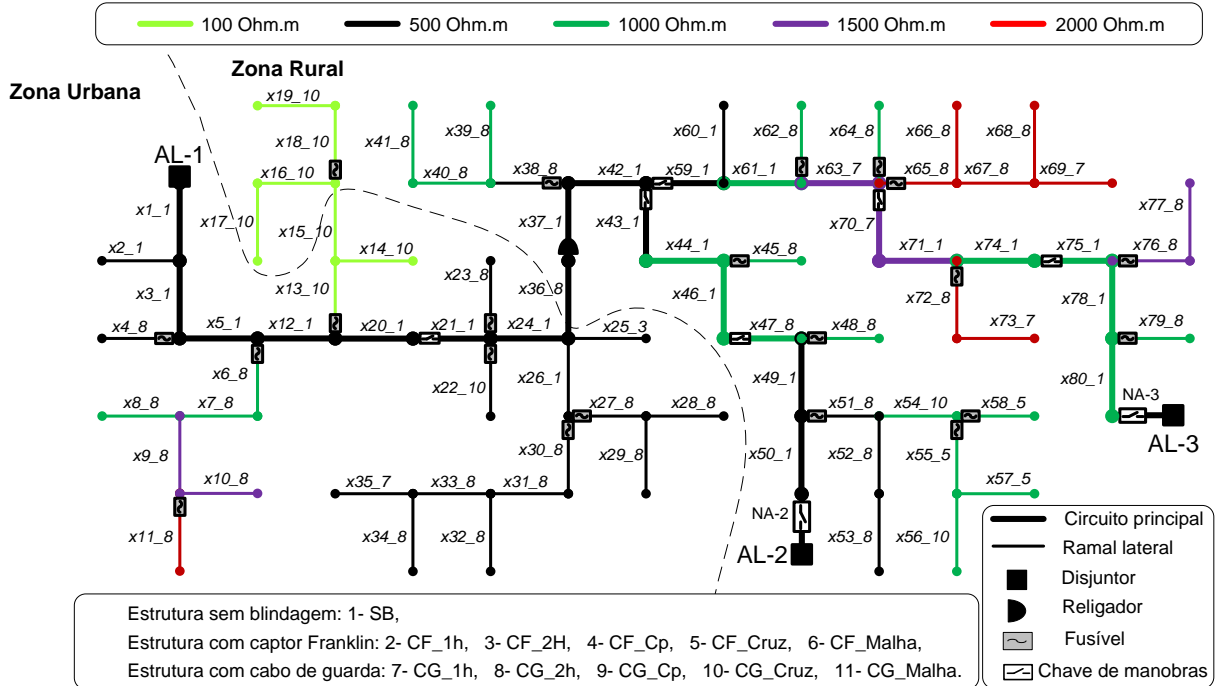


Figura 56. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização dos indicadores de confiabilidade e investimento utilizando PLIMM com $\Gamma = 0,2$ – Cenário 1.

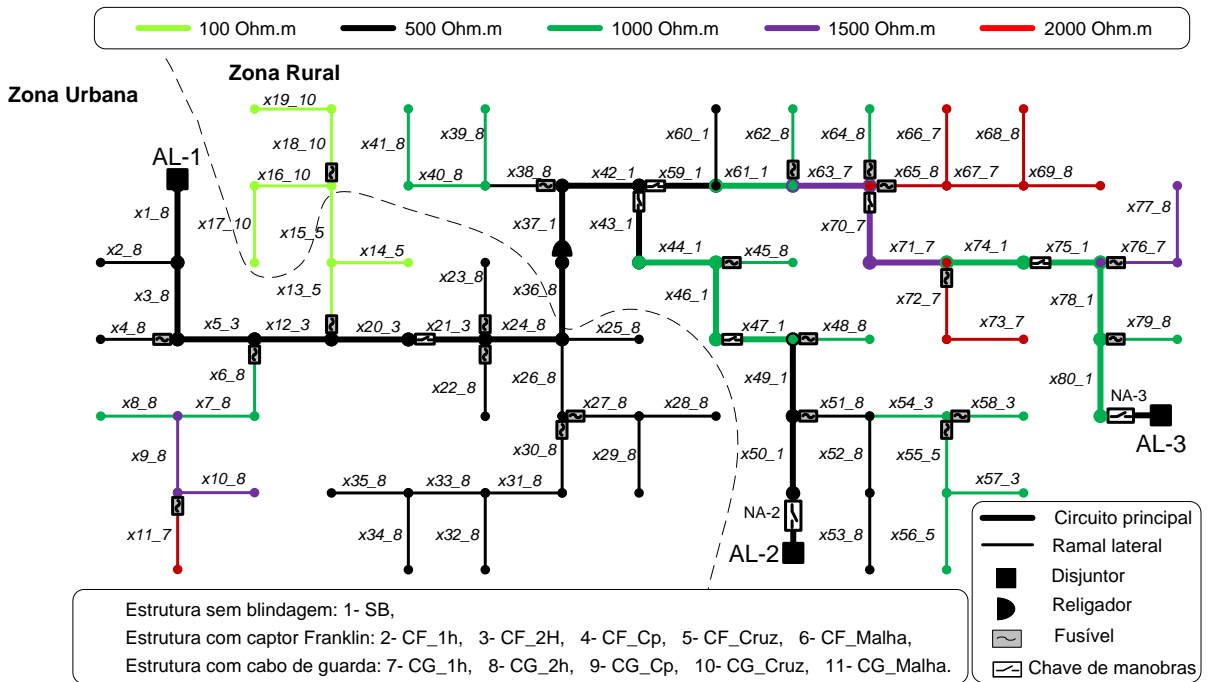


Figura 57. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização dos indicadores de confiabilidade e investimento utilizando PLIMM com $\Gamma = 0,4$ – Cenário 4.

Em geral, o modelo matemático proposto PLIMM é afetado pela taxa de falha permanente (Γ), bem como os objetivos selecionados. Sem perda de generalidade, quando a taxa de falha permanente varia, o modelo se adapta a esta condição. O efeito depende, porém, do peso relativo dado a cada objetivo, $SAIFI$, $MAIFI_E$ e investimento. Quando o aumento da

taxa de falta permanente é seguido por um valor de objetivo inacessível do *SAIFI*, as soluções pelo modelo proposto tentam minimizar este indicador selecionando melhores opções de estrutura-aterramento nas seções do circuito principal. Isso, naturalmente, minimizará o indicador *SAIFI*, ou seja, que um número menor de consumidores terá interrupções sustentadas. Além disso, quando o aumento da taxa de falta permanente é seguido por um *MAIFI_E* inacessível, as soluções propostas tentam minimizar este indicador, selecionando melhores opções de estrutura-aterramento nas seções de derivação do circuito principal (a jusante dos fusíveis). Esta seleção minimiza as faltas permanentes nos circuitos laterais, estas faltas permanentes produzem interrupções temporárias a todos os consumidores devido a atuação rápida do religador para salvar o fusível. Estas interrupções temporárias são as que afetam o indicador *MAIFI_E*.

Além disso, pode-se ver que quanto maior é a taxa de falta permanente, maiores são os indicadores *SAIFI* e *MAIFI_E* obtidos. Isso também é esperado, uma vez que este trabalho considerou um esquema de proteção que minimiza a atuação dos fusíveis, portanto, taxas de faltas permanentes maiores impactam em mais atuações dos religadores e maior número de interrupções momentâneas e sustentadas, e portanto, maiores valores de *SAIFI* e *MAIFI_E*.

A Figura 58 resume os indicadores *SAIFI* e *MAIFI_E* e os custos de investimentos obtidos para cada caso de teste. Como se pode ver, em todos os casos os indicadores de confiabilidade alcançáveis sempre foram obtidos, enquanto os objetivos de custos de investimentos foram quase alcançados em todos os casos. Ainda assim, para cada cenário, na medida em que a meta dos custos de investimentos aumenta, os indicadores de confiabilidade obtidos diminuem. Portanto, pode-se dizer que o *SAIFI* é mais sensível à variação do investimento considerando um cenário de taxa de falta permanente maior ($\Gamma = 0,4$). Isso é esperado, uma vez que neste caso, o *SAIFI* é maior e, portanto, a alocação ótima de estrutura-aterramento pode fazer uma maior diferença nesse indicador de confiabilidade.

Por outro lado, pode-se dizer que o indicador *MAIFI_E* é mais sensível à variação do investimento quando a taxa de faltas permanentes é menor ($\Gamma = 0,2$). Isso também é esperado, uma vez que neste caso, a *MAIFI_E* é maior e, portanto, a alocação ótima de estrutura-aterramento influencia mais esse indicador de confiabilidade.

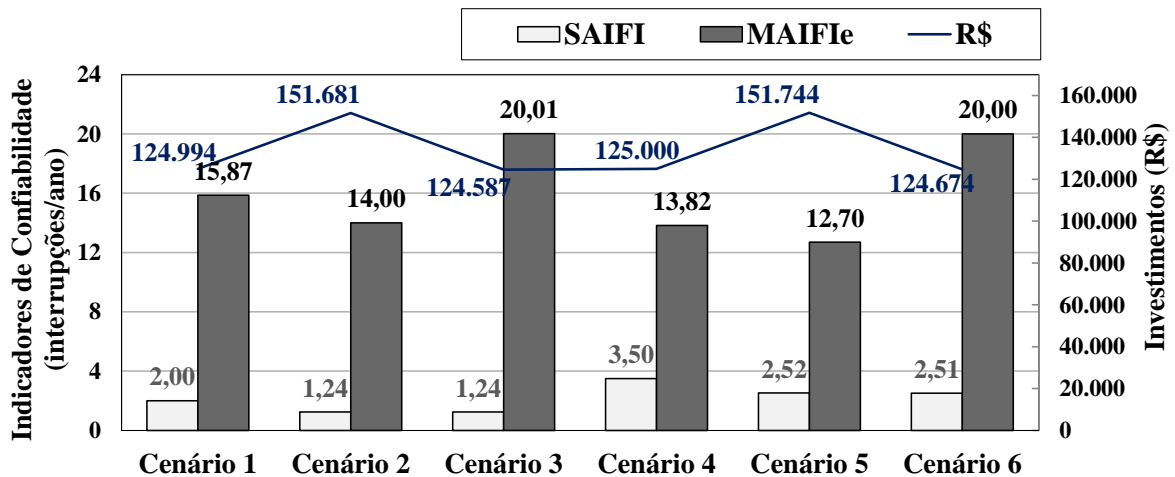


Figura 58. Otimização dos indicadores de confiabilidade e investimento utilizando PLIMM – Variáveis vs cenários de casos teste.

6.4.7 Análise comparativa PLIM vs PLIMM

Nesta seção será descrita a análise comparativa de resultados entre os modelos de otimização utilizando PLIM e PLIMM para os cenários estudados, comparando os resultados obtidos dos indicadores e investimento e quais as estruturas-aterramentos selecionados para cada modelo.

6.4.7.1 Sistema teste de 4 barras

Este caso corresponde ao estudo de validação dos modelos de otimização do *SAIFI** utilizando PLIM e do modelo de Otimização dos indicadores *SAIFI*, *MAIFI_E* e investimento utilizando PLIMM. Pode-se observar que as restrições de investimento do modelo PLIM e os objetivos de investimento do modelo PLIMM são semelhantes de modo que os dois modelos podem ser comparados de acordo com os casos descritos a seguir.

- **Cenário 1 com restrição do investimento total de R\$5.000,00**

O modelo PLIM minimiza o *SAIFI** considerando a restrição do investimento. O resultado do modelo PLIM é na linha 1: SB, na linha 3: CG_Malha e na linha 4: SB. O *SAIFI** é de 0,785 (int./ano) e o investimento é de R\$4.607,00, sendo este valor menor à restrição escolhida de R\$5.000,00.

A minimização da FO utilizando o modelo PLIMM difere do modelo anterior, porque além de ter metas dos indicadores $g_1 = 0,13$ (int.sust./ano) e $g_2 = 0,63$ (int.mom./ano), possui uma meta de investimento $g_3 = R\$5.000,00$. O resultado do modelo PLIMM é na linha 1:

CF_Malha, na linha 3: SB e na linha 4: CF_Malha. Os valores dos indicadores obtidos são $SAIFI = 0,133$ (int.sust./ano) e $MAIFI_E = 0,637$ (int.mom./ano) e Investimento = R\$5.030,00. Neste caso a otimização utilizando o modelo PLIMM procura minimizar a FO visando o balanço ótimo entre as metas escolhidas g_1 , g_2 e g_3 .

Neste caso, o modelo PLIM possui uma restrição de investimento e, por tanto, a seleção e alocação de estruturas-aterramentos está condicionada a este valor. O valor obtido de investimento é de R\$4.607,00, sendo R\$393,00 menor ao limite e cumprindo com a condição da restrição imposta de R\$5.000,00. O modelo PLIMM possui a vantagem de ter objetivos, e a otimização é realizada pela minimização dos desvios em relação aos objetivos escolhidos. Neste caso, o investimento foi de R\$5.030,00, com um desvio de R\$30,00 acima do objetivo de R\$5.000,00. Portanto, o modelo PLIMM permite uma otimização mais flexível do ponto de vista do custo de investimento.

- **Cenário 2 com restrição do investimento total de R\$8.200,00**

O resultado do modelo PLIM é na linha 1: CG_Malha, na linha 3: CG_Malha e na linha 4: SB. Para esta combinação, o $SAIFI^*$ é de 0,631 (int./ano) e o investimento é de R\$8.174,00 cumprindo sempre a condição do valor menor ou igual à restrição escolhida de R\$8.200,00.

O modelo PLIMM leva em conta as metas dos indicadores $g_1 = 0,08$ (int.sust./ano) e $g_2 = 0,55$ (int.mom./ano), e a meta de investimento $g_3 = R\$8.200,00$. O resultado do modelo PLIMM é na linha 1: CG_Malha, na linha 3: CG_Malha e na linha 4: SB. Os resultados dos indicadores são: $SAIFI = 0,0789$ (int.sust./ano) e $MAIFI_E = 0,5519$ (int.mom./ano) e Investimento = R\$8.175,00. No cenário 2, o resultado do modelo PLIMM é igual ao obtido pelo modelo PLIM.

Para este caso o resultado da otimização do modelo PLIM foi a combinação nº25, com investimento de R\$8.174,00, ficando R\$26,00 abaixo do limite e cumprindo com a condição da restrição imposta de R\$8.200,00. O resultado da otimização do modelo PLIMM é igual ao modelo PLIM, a escolha foi a combinação nº25 e os desvios referentes aos indicadores de confiabilidade e investimento apresentam valores pequenos, ajustando-se muito bem aos valores escolhidos como metas.

- **Cenário 3 com restrição do investimento total de R\$10.700,00**

O resultado do modelo PLIM é na linha 1: CG_Malha, na linha 3: CG_Malha e na linha 4: CF_Malha. Para esta combinação, o $SAIFI^*$ é de 0,528 (int./ano) e o investimento é de R\$10.626,00, cumprindo sempre a condição do valor menor ou igual à restrição escolhida de R\$10.700,00.

O modelo PLIMM leva em conta as metas dos indicadores $g_1 = 0,08$ (int.sust./ano) e $g_2 = 0,55$ (int.mom./ano), e uma meta de investimento $g_3 = R\$8.200,00$. O resultado do modelo PLIMM é na linha 1: CG_Malha, na linha 3: CG_Malha e na linha 4: CF_Malha. Para os indicadores os resultados são os seguintes: $SAIFI = 0,078689$ (int.sust./ano) e $MAIFI_E = 0,449789$ (int.mom./ano) e Investimento = R\$10.626,00. No cenário 3, o resultado do modelo PLIMM é igual ao obtido pelo modelo PLIMM.

6.4.7.2 Sistema teste de 81 barras

No caso do sistema teste de 81 barras, também as restrições de investimento do modelo PLIM são semelhantes aos objetivos do modelo PLIMM, sendo 0%, 40% e 100% do investimento total, de modo que os dois modelos podem ser comparados de acordo com os casos descritos a seguir.

- **Cenário 1 com restrição do investimento total de R\$0,00**

O modelo PLIM somente leva em consideração restrição do investimento. O resultado do modelo PLIM é 100% estrutura-aterramento sem blindagem (SB) em todas as seções de linhas. O valor do $SAIFI^*$ é máximo e igual a 34,31 (int./ano) e o investimento é de R\$0,00.

O modelo PLIMM possui metas dos indicadores $g_1 = 2,48$ (int.sust./ano) e $g_2 = 31,83$ (int. mom./ano), e possui uma meta de investimento $g_3 = R\$0,00$. O resultado do modelo PLIMM é 100% estrutura-aterramento sem blindagem (SB) em todas as seções de linhas. Para este cenário, os indicadores são $SAIFI = 2,48$ (int.sust./ano) e $MAIFI_E = 31,83$ (int.mom./ano), e Investimento = R\$0,00.

Neste caso ambos modelos PLIM e PLIMM fornecem iguais resultados na seleção e alocação de estruturas-aterramentos. O resultado dos modelos de otimização foi a escolha de estruturas sem blindagem devido a capacidade nula de investimento.

- **Cenário 2 com restrição do investimento total de R\$152.166,40**

O resultado do modelo PLIM para estruturas com cabo de guarda e aterramento tipo cruz corresponde à 29% da seleção de estruturas-aterramentos do sistema, 16% corresponde à estruturas com cabo de guarda e aterramento de duas hastes, variável. As estruturas com captor Franklin possuem várias combinações de aterramentos: tipo cruz representa 1,3%, de duas hastes 2,5% e 5% corresponde à aterramento tipo 1 haste. A seleção de estruturas sem blindagem é de 9%. O valor do $SAIFI^*$ é de 20,27 (int./ano) e o investimento é de R\$145.697,00, cumprindo sempre a condição do valor menor ou igual à restrição escolhida de R\$152.166,40.

O modelo PLIMM leva em conta as metas dos indicadores $g_1 = 1,15$ (int.sust./ano) e $g_2 = 11,84$ (int.mom./ano), e possui uma meta de investimento $g_3 = R\$152.166,40$. O resultado do modelo PLIMM é: 10% das estruturas são do tipo captor Franklin e aterramento de duas hastes, e 5% das estruturas são do tipo captor Franklin e aterramento tipo cruz. As demais estruturas correspondem ao cenário de estruturas blindadas com cabo de guarda e diferentes aterramentos, de uma haste (13,75%), duas hastes (53,75%) e cruz (17,5%). Os resultados obtidos para os objetivos foram os seguintes: $SAIFI = 1,238$ (int.sust./ano), $MAIFI_E = 14,005$ (int.mom./ano) e Investimento = R\$151.779,90. Os resultados do modelo PLIMM é diferente do obtido pelo modelo PLIM.

A comparação entre os modelos de otimização tem como resultado a escolha do modelo PLIM de estruturas-aterramentos com o $SAIFI^*$ de 20,27 (int./ano) e investimento de R\$145.697,00. O resultado da otimização do modelo PLIMM é diferente do modelo PLIM: se somarmos o $SAIFI+MAIFI_E$, o resultado é 15,243(int./ano), sendo este um valor menor em comparação ao $SAIFI^*$ de 20,27 (int./ano). Comparando também os resultados do investimento, o modelo PLIMM apresenta valores muito perto da meta escolhida. Portanto, de acordo com as condições especificadas nas metas, neste caso, o modelo PLIMM apresenta resultados melhores para os indicadores em função de um custo maior de investimento.

- **Cenário 3 com restrição do investimento total de R\$380.416,00**

O modelo PLIM mostra que 100% da seleção de estruturas-aterramentos do sistema corresponde a estruturas com cabo de guarda e aterramento tipo malha. Para este cenário, o $SAIFI^*$ é de 13,24 (int./ano) e o investimento é de R\$380.416,00, cumprindo sempre a condição do valor menor ou igual à restrição escolhida de R\$380.416,00.

O modelo PLIMM com as metas dos indicadores $g_1 = 1,15$ (int.sust./ano) e $g_2 = 11,84$ (int.mom./ano), e uma meta de investimento $g_3 = R\$380.416$ resulta na seleção de estrutura-aterramento de cabo de guarda e aterramento tipo malha. Para este cenário, os resultados coincidem com as metas g_1 , g_2 e g_3 . Neste caso, os resultados dos modelos PLIMM e PLIM foram iguais.

Nesta comparação, ambos modelos fornecem iguais resultados na otimização na seleção e alocação de estruturas-aterramentos. Os resultados da otimização foram a escolha de estruturas com blindagem, especificamente estruturas com cabo de guarda e aterramento tipo malha em todas as seções de linha do alimentador.

Destaca-se a flexibilidade do modelo PLIMM em obter configurações com indicadores de confiabilidade melhores com custos maiores pois neste caso o investimento não é uma restrição, mas sim um objetivo.

6.5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo foram descritos os estudos de caso de um sistema de distribuição real. Foram apresentados os resultados do cálculo da taxa de faltas do sistema (N_{Total}), o número de falhas por descargas atmosféricas diretas (N_{dir}) e indiretas por tensões induzidas (N_{ind}) com diferentes valores de fator de blindagem (S_f), dependendo do tipo de rede (urbana ou rural). Esses resultados serviram para o cálculo da confiabilidade do sistema dados pelos indicadores $SAIFI$, $MAIFI_E$ e $SAIFI^*$.

Os modelos matemáticos de otimização foram validados utilizando um número reduzido de configurações de estruturas-aterramentos numa seção reduzida do sistema utilizado para estudo de caso.

Foram apresentados os resultados do modelo matemático proposto para otimização do indicador $SAIFI^*$ utilizando programação linear inteira mista (PLIM), bem como os do modelo proposto de otimização dos indicadores $SAIFI$ e $MAIFI_E$ e investimento do sistema dado pela técnica de otimização de programação linear inteira mista multiobjetivos (PLIMM). Foi apresentada também uma análise da influência da taxa de faltas permanentes nos resultados obtidos do modelo PLIMM. Finalmente foi realizada uma análise comparativa dos resultados de ambos modelos.

7 CONCLUSÕES

Os estudos relacionados às faltas em SDEE devido às descargas atmosféricas vêm recebendo especial atenção nos últimos anos por parte das concessionárias de energia elétrica devido à crescente exigência das agências reguladoras em relação aos índices de QEE. Acredita-se que esta tese tem contribuições importantes para o aprimoramento de sistemas de proteção contra descargas atmosféricas (SPDA) sob enfoque da escolha do tipo de estrutura-aterramento de um SDEE. A reduzida quantidade de pesquisas relacionada para a otimização da proteção do sistema mediante descargas atmosféricas sob ótica sistêmica, se comparada com assuntos referidos à seleção e alocação de proteção convencional (fusível-religador), é um indício claro que ainda há muito a ser feito.

Foi apresentado um modelo de fonte de sobretensões induzidas por descargas atmosféricas indiretas, que foi imprescindível para obter o número de faltas em consequência de sobretensões induzidas. Nesta pesquisa, foi apresentado um estudo de sensibilidade frente à variação de parâmetros, como: resistividade do terreno (ρ_{solo}) e fator de blindagem (S_f). Os estudos de sensibilidade permitiram avaliar a variação da taxa de faltas por descargas atmosféricas (N_{Total}).

As descargas atmosféricas são consideradas a principal causa de faltas nos sistemas elétricos. Estas faltas podem causar interrupções momentâneas ou sustentadas do serviço, afetando a confiabilidade do sistema. Neste trabalho, foram propostos dois modelos matemáticos para otimização da seleção e alocação de estruturas e aterramentos que servem de proteção contra as descargas atmosféricas, tendo como objetivo a minimização de indicadores de confiabilidade em sistemas de distribuição.

Foi proposto um indicador de confiabilidade global ($SAIFI^*$), formulado como Função Objetivo do modelo matemático de otimização. A seleção da estrutura-aterramento para cada seção do alimentador e os aspectos técnico-econômicos foram considerados como restrições. A técnica de Programação Linear Inteira Mista (PLIM) foi utilizada para resolver a otimização do indicador de confiabilidade global. Os resultados apresentados neste trabalho foram prósperos ao que se refere à otimização do indicador $SAIFI^*$.

O segundo modelo matemático de otimização é uma evolução do modelo anterior, utiliza uma metodologia de estratégia por metas chamada de Programação Linear Inteira Mista Multiobjetivos (PLIMM). Essa metodologia estabelece o balanço entre os desvios dos indicadores $SAIFI$ e $MAIFI_E$ e custo de investimento do sistema. Os resultados dos testes indicam um grande efeito das características do sistema na seleção e alocação de estruturas e

aterramentos para cada seção de alimentação como sistemas de proteção contra descargas atmosféricas.

O modelo PLIMM mostrou-se capaz de se adaptar às condições do sistema e da área considerando os pesos relativos das metas de confiabilidade e de custos de investimentos. Os resultados mostram que o modelo matemático apresentado permite otimizar simultaneamente os indicadores de confiabilidade e de investimentos associados, com grande potencial para melhorar a confiabilidade e segurança do sistema.

A influência da taxa de faltas permanentes foi analisada para o modelo PLIMM. Os resultados destacam que o modelo de otimização PLIMM possui alta sensibilidade à variação da taxa de faltas permanentes. Os resultados mostram também que o *SAIFI* é mais sensível à meta do investimento quando a taxa de falta permanente é maior ($\Gamma = 0,4$), e que o *MAIFI_E* é mais sensível à meta de investimento quando a taxa de faltas permanente é menor ($\Gamma = 0,2$).

A aplicação dos modelos matemáticos de otimização permitiu analisar a influência de diversas estruturas-aterramentos utilizadas como sistema de proteção contra descargas atmosféricas (SPDA) sob ótica sistêmica.

A validação dos modelos foi realizada utilizando um número reduzido de seções do alimentador teste. Desta forma, foram enumeradas todas as combinações possíveis e puderam ser validados os resultados dos modelos de otimização comparando com a busca de todas as combinações possíveis.

De acordo com os resultados dos testes apresentados, a aplicação dos modelos propostos para otimização da escolha e alocação da estrutura-aterramento tem potencial para aprimorar a confiabilidade do sistema no que se refere à proteção contra as descargas atmosféricas. Os resultados do teste indicam a influência das características do sistema (resistividade do solo, fator de blindagem, número de consumidores) na seleção de estruturas-aterramentos para cada seção do alimentador.

7.1 TRABALHOS FUTUROS

O aprendizado sobre o comportamento de sistemas de distribuição frente às descargas atmosféricas, sobre os programas de transitórios eletromagnéticos, sobre o atual estado de desenvolvimento das tecnologias de alocação e seleção de estruturas-aterramentos como SPDA serão essenciais e de grande valia para dar continuidade aos estudos. Sem dúvidas, o conhecimento adquirido no que tange o desenvolvimento de modelos matemáticos de otimização do sistema elétrico e metodologias de solução de problemas de otimização serão

ferramentas essenciais para trabalhos futuros com o intuito de colaborar com o desenvolvimento do setor elétrico. Sugere-se assim:

- estudo de um novo modelo de otimização do sistema de proteção que vincule proteção convencional (relogadores e fusíveis) e SPDA em conjunto como a seleção e realocação de dispositivos de proteção;
- incluir nos circuitos do ATPDraw modelos de descarregadores de surto presentes nos sistemas de distribuição;
- proposta de um modelo matemático de otimização da confiabilidade de sistemas de distribuição que considere seleção e alocação de descarregadores de surtos (para-raios);
- consideração de novas restrições na formulação da metodologia de otimização, dadas pelas penalidades econômicas das concessionárias devido à violação dos limites permitidos dos indicadores de confiabilidade;
- consideração de descargas atmosféricas subsequentes e com multiplicidade;
- analisar a influência da resistência de aterramento, considerando o comportamento da resistência não linear variável no tempo pelo método de modelagem por linhas de transmissão (MLT);
- analisar a influência e os efeitos da ionização do solo na variação da resistência de aterramento causada pelas altas correntes da descarga atmosférica;
- avaliação da metodologia proposta na transferência de surtos, desde o lado de Média Tensão (MT) para o lado de Baixa Tensão (BT), e a influência nos terminais do consumidor residencial,
- implementação e modelagem do efeito corona nas redes de distribuição produzidas por descargas atmosféricas diretas nos condutores (fenômeno observado para tensões superiores a 200 kV);
- estudo da influência de aterramentos não convencionais embutidos em concreto (aterramento tipo UFER), considerando os transitórios eletromagnéticos do ponto de vista do desempenho e da proteção do sistema;
- consideração nas restrições da quantificação de cada uma das estruturas e aterramentos disponíveis pela concessionária;
- consideração de mais de uma estrutura/aterramento no modelo do alimentador para calcular a corrente crítica $I_{critica}$;
- limitar variações de estrutura/aterramentos em seções consecutivas;

- adicionar um estudo considerando variações de pesos (k_1 , k_2 e k_3) para cada uma das variáveis (δ_1 , δ_2 e δ_3) na metodologia PLIMM;
- consideração de SDEE com estruturas mistas de condutores aéreos e subterrâneos.

7.2 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Na atualidade, existe uma crescente aplicação da tecnologia de informação às redes elétricas, tornando-as eficientes desde o ponto da qualidade da energia elétrica como também ao que se refere ao sentido de redes inteligentes conhecidas como *smart grid*. Nesse sentido, os estudos da sensibilidade dos parâmetros e a suportabilidade dielétrica dos dispositivos do SDEE, como também a seletividade e coordenação dos dispositivos de proteção do sistema, tornam-se elementos estratégicos que contribuem com a confiabilidade e desempenho do sistema. Portanto, a otimização da confiabilidade do sistema produz grandes benefícios econômicos, tanto para as concessionárias como para os consumidores.

REFERÊNCIAS

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 5419**: Proteção de Estruturas Contra Descargas Atmosféricas, Rio de Janeiro, 2001.

AGÊNCIA NACIONAL DE ENERGIA ELÉTRICA. **ANEEL, PRODIST** - Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional. Módulo 8: Qualidade da Energia Elétrica. Brasília, DF, 2012. Disponível em: <http://www.aneel.gov.br/arquivos/PDF/Módulo8_Revisão_4.pdf>. Acesso em: 01 de julho de 2014.

AGRAWAL, A. K.; PRICE, H. J.; GURBAXANI, S. H. Transient Response of Multiconductor Transmission Lines Excited by a Nonuniform Electromagnetic Field. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, New York, v. EMC-22, n. 2, p. 119-129, May 1980.

AIEE COMMITTEE REPORT, A Method of Estimating the Lightning Performance of Transmission Lines. **AIEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, New York, v. 69, p. 1187-1196, 1950.

AIEE COMMITTEE REPORT, Impulse Flashovers of Combinations of Line Insulators, Air Gaps, and Wood Structural Members. **AIEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, New York, v. 75, p. 16-21, 1956.

AMETANI, A. *et al.* Frequency-dependent Impedance of Vertical Conductors and a Multiconductor Tower Model. **IEEE Proceedings Generation and Transmission Distribution**, Kyoto, v. 141, n. 4, p. 339-345, July 1994.

ANDERSON, J. G. Lightning Performance of Transmission Lines. **Transmission Line Reference Book, 345 kV and Above**. 2. ed. Palo Alto: EPRI (Electric Power Research Institute), 1982. p. 545-597.

ANDERSON, R. B. *et al.* Lightning and Thunderstorm Parameters. In: IEEE CONFERENCE PUBLICATION ON LIGHTNING AND POWER SYSTEMS, 236., 1984, London, **Proceedings...** New York: IEEE, Jun. 1984, p. 57-61.

ANDERSON, R. B.; ERIKSSON, A. J. Lightning Parameters for Engineering Application, **ELECTRA**, n. 69, p. 65-101, March 1980.

BALIJEPAI, N. *et al.* Distribution System Reliability Assessment Due to the Lightning Storms. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, NJ, v. 20, n. 3, July 2005.

BEDOUI, S.; BAYADI, A.; HADDAD, A. M. Analysis of Lightning Protection with Transmission Line Arrester Using ATP/EMTP: Case of an HV 220kV double circuit line, In: IEEE UNIVERSITIES POWER ENGINEERING CONFERENCE (UPEC), 45., 2010, International Dept. d'Electrotech, UFAS, Sétif, Algeria, IEEE. **Proceedings...** [S. l.: s. n.], Dec. 2010. p. 1-6.

BERGER, K.; ANDERSON, R. B. Parameters of Lightning Flashes. **ELECTRA**, n. 41, p.23-37, July 1975.

- BEWLEY, L. V. **Traveling Waves on Transmission Systems**. 2nd ed. New York: Dover, 1963.
- BOCCIPPIO, D. J.; CHRISTIAN, H. J. Optical Detection of Lightning from Space. In: INTERNATIONAL LIGHTNING DETECTION CONFERENCE, 1998, Tucson. **Proceedings...** Tucson: Global Atmospheric, Nov. 1998. p. 1-10.
- BOLLEN, M. H. J. **Understanding Power Quality Problems: Voltage Sags and Interruptions**. 1. ed. New York: IEEE Press Series on Power Engineering - Edition John Wiley & Sons, Inc., 2000.
- BONNEVILLE POWER ADMINISTRATION (BPA). **Alternative Transients Program: ATP-EMTP**. Portland, 2010. Disponível em: <<http://www.emtp.org/>>. Acesso em: 25 out. 2014.
- BORGHETTI, A. *et al.* Lightning-induced Voltages on Complex Distribution Systems: Models, Advanced Software Tools and Experimental Validation, **Journal of Electrostatics ELSEVIER**, v. 60, n. 2-4, p. 163-174, Mar. 2004.
- BORGHETTI, A.; NUCCI, C. A.; PAOLONE, M. An Improved Procedure for the Assessment of Overhead Line Indirect Lightning Performance and Its Comparison with the IEEE Std. 1410 Method. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, NJ, v. 22, n. 1, p. 684-692, Jan. 2007.
- BONMIN Users' Manual. **COIN-OR Project**. 2007. Disponível em: <<https://projects.coinor.org/Bonmin>>. Acesso em: 25 de outubro de 2014.
- BROWN, R. E. **Electric Power Distribution Reliability**. 2nd ed. Boca Raton: CRC, 2008.
- BYRD, R. H.; NOCEDAL, J.; WALTZ, R. A. **KNITRO: An Integrated Package for Nonlinear Optimization, Large-scale Nonlinear Optimization**. New York: Springer Verlag, 2006. p. 35-59.
- CASTILLO, E. *et al.* **Building and Solving Mathematical Programming Models in Engineering and Science**. New York: Wiley & Sons, 2001.
- CHOWDHURI, P. Parameters of Lightning Strokes and Their Effects on Power Systems. In: TRANSMISSION AND DISTRIBUTION CONFERENCE AND EXPOSITION, 2001, Atlanta. **IEEE/PES Proceedings...** New York: IEEE, 2001. v. 2, p. 1047-1051.
- CHOWDHURI, P. Estimation of Flashover Rates of Overhead Distribution Power Lines by Lightning Strokes to Nearby Ground. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, N. J., v. 4, n. 3, p. 1982-1989, Jul. 1989.
- CHRISTIAN, H. *et al.* The Lightning Imaging Sensor. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ATMOSPHERIC ELECTRICITY, 1999, Guntersville, Alabama. **Proceedings...** New York: IEEE, Jun. 1999. p. 746-749.
- CIGRE WG 33.01 (Lightning), Guide to Procedures for Estimating the Lightning Performance of Transmission Lines, **CIGRE Working Group 33-01 (Lightning) of Study Committee 33 (Overvoltage and Insulation Coordination)**, CIGRE Technical Brochure n. 63, Paris, Oct. 1991.

CIGRE WG C4.01, CIGRE TASK FORCE C4.01.02-B, **Ground Flash Density: Definition of the Appropriate Grid Size and a Proposal of Relationship N_g vs. T_d for Tropical Zones**, Activity Report, CIGRE WG C4.01 Meeting, Dallas, Texas, Sept. 2003.

COELHO, V. L. **Análise do Desempenho de Redes Aéreas de Distribuição de Media Tensão Frente à Ação das Descargas Atmosféricas**. 2010. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2010.

CONTI, A. R. *et al.* Calculation of Lightning-induced Voltages on Overhead Distribution Lines Including Insulation Breakdown. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, N. J., v. 25, p. 3078-3084, 2010a.

CONTI, A. R.; SILVEIRA, F. H.; VISACRO, S. Influence of a Nonlinear Channel Resistance on Lightning-induced Voltages on Overhead Lines. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, [S. l.], v. 52, p. 676-683, 2010b.

CUMMINS, K. L.; KRIDER, E. P.; MALONE, M. D. The US National Lightning Detection Network and Applications of Cloud-to-Ground Lightning Data by Electric Power Utilities. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, [S. l.], v. 40, n. 4, p. 465-480, Nov. 1998.

D'AJUZ, A. *et al.* **Transitórios Elétricos e Coordenação de Isolamento: Aplicação em Sistemas de Potência de Alta Tensão**. Rio de Janeiro: Ed. Universitária, 1987.

DARVENIZA, M. A Practical Extension of Rusck's Formula for Maximum Lightning Induced Voltage that Accounts for Ground Resistivity, **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, N. J., v. PWRD 22, n. 1, p 605-612, Jan. 2007.

DE CONTI, A. R.; SILVEIRA, F. H.; VISACRO, S. Lightning Overvoltages on Complex Low-voltage Distribution Networks. **Electric Power Systems Research ELSEVIER**, [S. l.], v. 85, p. 7-17, 2012.

DELGADO, M. A. J. **Otimização de Sistemas de Distribuição de Energia Elétrica Radiais Usando Programação Cônica de Segunda Ordem Inteira Mista**. 2015. Tese (doutorado em Engenharia Elétrica - FEIS) - Universidade Estadual Paulista, São Paulo, 2015.

DOMMEL, H. W. **ATP Rule Book**. Buenos Aires: CAUE – Comitê Argentino de Usuarios de EMTP-ATP, 2002. Disponível em: <<https://sites.google.com/site/atpcaue/>>. Acesso em: 25 out. 2014.

DOMMEL, H. W. **ElectroMagnetic Transients Program. Reference Manual (EMTP Theory Book)**, Bonneville Power Administration, Portland, 1986.

DUBE, L. **Users Guide to MODELS in ATP**. [S. l.], April 1996. 150p.

DUDURYCH, I. M. *et al.* EMTP Analysis of the Lightning Performance of a HV Transmission Line. **IEEE Proceedings Generation, Transmission and Distribution Proceedings**, New York, v. 150, n. 14, p. 501-506, July 2003.

DWIGHT, H. B. Calculation of the Resistances to Ground. **AIEE Transactions of the American Institute of Electrical Engineers**, [S. l.: s. n.], v. 55, p. 1319-1328, Dec. 1936.

ELGERD, O. I. **Introdução à Teoria de Sistemas Elétricos de Energia Elétrica**. Rio de Janeiro: McGraw Hill, 1978.

ERIKSSON, A. J.; STRINGFELLOW, M. F.; MEAL, D. V. Lighting Induced Over Voltages on Overhead Distribution Lines. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S. l.: s. n.], v. PAS-101, n. 4, p. 960-966, April 1982.

ERIKSSON, A. J. The Incidence of Lightning Strikes to Power Lines. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, N. J., v. PWRD-2, n.2, p. 859-870, Jul. 1987a.

ERIKSSON, A. J. An Improved Electromagnetic Model for Transmission Line Shielding Analysis. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, N. J., v. PWRD -2, n. 3, p. 871-886, Jul. 1987b.

FERNANDEZ, A. L. O.; RODRIGUEZ, S. B.; GOTES, A. G. Optimization of surge arrester's location. **IEEE Trans. on Power Delivery**, Piscataway, N. J., v. 19, n. 1, p. 145-150, Jan. 2004.

FERREIRA, G. D. **Modelos Matemáticos para Otimização da Confiabilidade de Sistemas Elétricos de Distribuição com Geração Distribuída**. 2013. 131 p. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2013.

FERREIRA, G. D.; BRETAS, A. S. A Nonlinear Binary Programming Model for Electric Distribution Systems Reliability Optimization. **International Journal of Electrical Power & Energy Systems**, [S. l.], v. 43, n. 1, p. 384-392, Dec. 2012.

FERREIRA, G. D.; BRETAS, A. S.; OLIVEIRA, M. O. Establishing Trade-offs Between Sustained and Momentary Reliability Indices in Electric Distribution Protection Design: A Goal Programming Approach. In: IEEE POWER SYSTEMS COMPUTATION CONFERENCE (PSCC), 17., 2011, Stockholm. **Proceedings...** Stockholm: KTH Royal Institute of Technology, 2011.

FERREIRA, G. D. **Otimização da Confiabilidade de Sistemas de Distribuição de Energia Elétrica: Uma Abordagem Considerando a Seleção e Alocação de Dispositivos de Proteção e Manobras**. 2009. 192 p. Tese (Mestrado em engenharia) - Universidade Federal de Santa Maria, Santa Maria, 2009.

FLOUDAS, C. A. **Nonlinear and Mixed-Integer Optimization**. New York: Oxford, 1995.

GARDNER, R. L.; BAKER, L.; BAUM, C. E. *et al.* Comparison of Lightning with Public Domain HEMP Waveforms on the Surface of an Aircraft. In: EMC SYMPOSIUM OF THE IEEE, 6., 1985. **Proceedings...** [S. l.: s. n.], Zurich, 1985. p. 175-180.

GOLDE, R. H. Lightning Surges on Overhead Distribution Lines Caused by Indirect and Direct Lightning Strokes, **AIEE Transactions of American Institute of Electrical Engineers**, [S. l.], v. 73, n. 1, p.437-447, Jan. 1954a.

GOLDE, R. H. Lightning Surges on Overhead Distribution Lines. **AIEE Transactions of American Institute of Electrical Engineers**, [S. l.], v. 73, n. 5, p. 449-449, May. 1954b.

GOLE, A. M.; MARTINEZ, J. A. Modeling and Analysis of System Transients Using Digital Programs. **IEEE PES Special Publication**, [S. l.], 1999.

GÖNEN, T. **Electric Power Distribution System Engineering**. 2nd ed. Boca Raton: CRC, 2008.

GUROBI. Gurobi Optimization [internet]. Disponível em: <<http://www.gurobi.com/>>. Acesso em: 24 de outubro de 2014.

GUROBI Optimizer Reference Manual. **Gurobi Optimization**: Version 5.6. 2013. Disponível em: <www.gurobi.com/>. Acesso em: 24 de outubro de 2014.

HEIDLER, F. Analytische Blitzstromfunktion zur LEMP - Berechnung, In: IEEE INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION - ICLP, 1985, Munich, **Proceedings...** [S. l.: s. n.], Munich, Sept. 1985. p. 63-66 (in german).

HEIDLER, F.; CVETIC, M.; STANIC, B. V. Calculation of Lightning Current Parameters. **IEEE Transaction on Power Delivery**, Piscataway, N. J.; v. 14, n. 2, p. 399-404, April 1999.

HØIDALEN, H. K. Analytical Formulation of Lightning-induced Voltages on Multiconductor Overhead Lines Above Lossy Ground. **IEEE Transaction on Electromagnetic Compatibility**, [S. l.], v. 45, n. 1, p. 92-100, Feb. 2003.

HØIDALEN, H. K. ATPDraw, version 5.9: ATPDraw - The Graphical Preprocessor to ATP, NTNU-Norway, 2012. Disponível em: <<http://www.atpdraw.net/>>. Acesso em: 25 out. 2014.

HØIDALEN, H. K. Calculation of Lightning-induced Overvoltages Using MODELS. In: IEEE INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER SYSTEMS TRANSIENTS - IPST, 1999. **Proceedings...** Budapest: s. n., 1999.

HØIDALEN, H. K. **Lightning-induced Overvoltages in Low-voltages Systems**. 1997. PhD Thesis, Norwegian University of Science and Technology, 1997.

INSTITUTO BRASILEIRO DE GEOGRAFIA E ESTATÍSTICA. **Mapa Exploratório de Solos do Estado de Rio Grande do Sul**. Disponível em: <ftp://geofp.ibge.gov.br/mapas_tematicos/pedologia/unidades_federacao/>. Acesso em: 03 de Outubro de 2014.

IDONE, V. P.; ORVILLE, R. E. Lightning Return Stroke Velocities in the Thunderstorm Research International Program, **Journal of Geophysical Research**, [S. l.], v. 87, p. 4903-4915, 1982.

ILOG.CPLEX. **Optimization Subroutine Library Guide and Reference**. Version 12.1.0. Incline Village, NV, CPLEX Division, ILOG, Inc., 2009. Disponível em: <<http://www-01.ibm.com/software/commerce/optimization/cplex-optimizer/index.html>>. Acesso em: 03 out. 2014.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. Working Group: Parameters of Lightning Strokes: a review. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, N. J., v. 20, n. 1, p. 346-358. Jan. 2005.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. Fast Front Transients Task Force, Working Group Modeling and Analysis of System Transients: Modeling Guidelines for Fast Transients, **IEEE Transaction on Power Delivery**, Piscataway, N. J., v. 11, n. 1, p. 493-506, Jan. 1996.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. **IEEE Std.1410-1993**: IEEE Guide for Improving the Lightning Performance of Electric Power Overhead Distribution Lines. New York, 1993.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. **IEEE Std.1366-2012**: Guide for Electric Power Distribution Reliability Indices. New York, 2012.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. **IEEE Std.1366-2003**: Guide for Electric Power Distribution Reliability Indices. New York, 2003.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. **IEEE Std.1243-1997**: IEEE Guide for Improving the Lightning Performance of Transmission Lines. New York, 1997.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. **IEEE Std.1410-1997**: IEEE Guide for Improving the Lightning Performance of Electric Power Overhead Distribution Lines. New York, 1997.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. **IEEE Std.1410-2004**: IEEE Guide for Improving the Lightning Performance of Electric Power Overhead Distribution Lines. New York, 2004.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. **IEEE Std.1410-2010**: IEEE Guide for Improving the Lightning Performance of Electric Power Overhead Distribution Lines. New York, 2010.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. **IEEE Std.142-2007**: IEEE Recommended Practice for Emergency and Standby Power Systems for Industrial and Commercial Applications, (Green Book). New York, 2007.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. Working Group Report: Calculating the Lightning Performance of Distribution Lines, **IEEE Transaction on Power Delivery**, Piscataway, N. J., v. 5, n. 3, p. 1408-1417, Jul. 1990.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. **ANSI/IEEE Std.80-1986**: IEEE Guide for Safety in AC Substation Grounding. New York, 1986.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONICS ENGINEERS. **ANSI/IEEE Std.80-2000**: IEEE Guide for Safety in AC Substation Grounding. New York, 2000.

INSTITUTO NACIONAL DE PESQUISAS ESPACIAIS (INPE), ELAT - Grupo de Eletricidade Atmosférica. **INPE Divulga Incidência de Raios em 2009**. Jan. 2010. Disponível em: <http://www.inpe.br/noticias/noticia.php?Cod_Noticia=2086>. Acesso em: 03 out. 2012.

INSTITUTO NACIONAL DE PESQUISAS ESPACIAIS. INPE ELAT - Grupo de Eletricidade Atmosférica, 2014. Disponível em: <<http://www.dge.inpe.br/elat>>. Acesso em: 20 set. 2014.

JIA, W.; XIAOQING, Z. Double-Exponential Expression of Lightning Current Waveforms, Environmental Electromagnetics, In: IEEE THE 4TH ASIA-PACIFIC CONFERENCE ON ENVIROMENTAL ELECTROMAGNETIC, 4, 2006, Dalian, China. **Proceedings...** [S. l.: s. n.], Aug. 2006.

JONES, R. D. On the Use of Tailored Return-Stroke Current Representation to Simplify the Analysis of Lightning Effect on Systems, **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, [S. l.: s. n.], p. 95-96, 1977.

KATIC, N. A.; SAVIC M. S. Technical and Economical Optimisation of Overhead Power Distribution Line Lightning Protection. **IET Proceedings Generation, Transmission and Distribution**, [S. l.], v. 14, n. 3, p. 239-244, May 1998.

KORTE, B.; VYGEN, J. **Combinatorial Optimization: Theory and Algorithms**. London: Springer-Verlag, 2010.

LAND, A. H.; DOIG, A. G. An Automatic Method of Solving Discrete Programming Problems. **Econometrica, Journal of London School Economics and Political Science**, Chichester, v. 28, n. 3, p. 497-520, 1960. Disponível em: <<http://jmvidal.cse.sc.edu/library/land60a.pdf>>. Acesso em: 20 set. 2014.

LAND, A. H.; DOIG, A. G. **An Automatic Method for Solving Discrete Programming Problems**. In: JÜNGER, M. *et al.* (E.). 50 Years of Integer Programming 1958-2008: From the Early Years to the State-of-the-Art. Berlin: Springer. 2010. p. 105-132. Disponível em: <https://link.springer.com/chapter/10.1007/978-3-540-68279-0_5>. Acesso em: 20 set. 2014.

LAURENT, P. G. Les Bases Generales de la Technique des Mises a la Terre dans les Installations Electriques. **Bulletin de la Societe Francaise des Electriciens**, [S. l.], v. 1, s. 7, p. 368-402, July 1951.

LINDEROTH, J. T.; RALPHS, T. K. Noncommercial Software for Mixed-integer Linear Programming. In: KARLOF, J. (Ed.). **Integer Programming: Theory and Practice**. [S.l.: s.n.], 2005. Operations Research Series, v. 3. 2005.

LIU, Y.; ZITNIK, M.; THOTTAPPILLIL, R. An Improved Transmission-Line Model of Grounding System. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, [S. l.], v. 43, n. 3, p. 348-355, Ago. 2001.

MADUREIRA, T. DA SILVA. **Gerenciamento Ótimo de Energia em Plantas Virtuais de Geração Através de Programação Linear Inteira Mista**. 2017. Dissertação (Mestrado em Mestrado em Engenharia Elétrica e de Computação) - Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2017.

MARTI, J. Accurate Modeling of Frequency Dependent Transmission Lines in Electromagnetic Transient Simulations. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S. l.: s. n.], v. PAS-101, p. 147-155, Jan. 1982.

MARTINEZ J. A. Análisis de Sobretensiones de Origen Atmosférico en Líneas Aéreas de Transporte. Parte I: Cálculo de Sobretensiones. **Revista Iberoamericana del ATP**, Buenos Aires, año 5, v. 4, n. 1, abr. 2002b.

MARTINEZ J. A. Análisis de Sobretensiones de Origen Atmosférico en Líneas Aéreas de Transporte. Parte II: Cálculo Estadístico de Sobretensiones. **Revista Iberoamericana del ATP**, Buenos Aires, año 5, v. 4, n. 3, Oct. 2002a.

MARTINEZ J. A.; GONZALEZ-MOLINA F.; CHOWDHURI, P. Calculation of Lightning Flashover Rates of Overhead Distribution Line, a Comparative Study. In: **IEEE POWER**

ENGINEERING SOCIETY SUMMER MEETING, 2000, Seattle. **Proceedings...** [S. l.: s. n.], v. 4, p. 2577-2582, 2000.

MARTINEZ, J. A. Modelización de redes de distribución para el cálculo de sobretensiones. **Revista Iberoamericana del ATP**, Buenos Aires, año 2, v. 1, n. 1, Marzo 1999.

MARTINEZ, J. A.; CASTRO-ARANDA, A. F. Lightning Performance Analysis of Transmission Lines Using the EMTP. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, N. J., n. 1, p. 295-300, 2003.

MARTINEZ, J. A.; CASTRO-ARANDA, A. F. EMTP Implementation of a Monte Carlo Method for Lightning Performance Analysis of Transmission Lines. **Ingeniare. Revista Chilena de Ingeniería**, Arica, v. 16, n. 1, p. 169-180, 2008.

MARTINEZ, J. A.; CASTRO-ARANDA, F. Lightning Performance Analysis of Overhead Transmission Lines Using the EMTP. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, N. J., v. 20, n. 3, p. 2200-2210, Jul. 2005b.

MARTINEZ, J. A.; CASTRO-ARANDA, F. Tower Modeling for Lightning Analysis of Overhead Transmission Lines. In: IEEE PES GENERAL MEETING, 2005, San Francisco. **Proceedings...** [S. l.: s. n.], v. 2, p. 1212-1217. Jun. 2005a.

MARTINEZ, S. **Alocação de Dispositivos de Proteção e Manobras para Otimização da Confiabilidade de Sistemas Elétricos de Distribuição de Energia com Restrições de Restabelecimento**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2014.

MATHWORKS INC. MatLab 7 User's Guide. Natick: Mathworks, 2011a.

MATHWORKS MatLab for Windows, version 7: Tutorial of Optimization Toolbox, version 7. [S. l.]: The MathWorks Inc., 2011b. 1 CD-ROM.

MATSUURA, S. *et al.* A Distribution Line Model for Lightning Overvoltage Studies. **IEEE Transactions on Power and Energy**, Piscataway, N. J., v. 128, n. 9, p. 1139-1149, 2008.

MIETTINEN, K. M. **Nonlinear Multiobjective Optimization**. Norwell: Kluwer Academic Publishers, 1999. p. 121-122.

MOSEK Optimization Tools Manual. **MOSEK ApS**. Version 6.0, 2013. Disponível em: <www.mosek.com/>. Acesso em: 20 set. 2014.

MOZUMI, T. *et al.* An Empirical Formula for the Surge Impedance of a Grounding Conductor Along a Reinforced Concrete Pole in a Distribution Line. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER SYSTEMS TRANSIENTS, 4., 2001, Rio de Janeiro. **Proceedings...** [S. l.: s. n.], 2001.

NATIONAL AERONAUTICAL AND SPACE ADMINISTRATION (NASA). Global Hydrology and Climate Center (GHCC). Disponível em: <<http://thunder.msfc.nasa.gov/>>. Acesso em: 01 set. 2014.

NEOS. Neos-Server for Optimization [internet]. Disponível em: <<http://neos-server.org/neos/>>. Acesso em: 06 out. 2014.

NUCCI, C. A. Lightning-Induced Voltages on Overhead Power Lines - Part III: Sensitivity Analysis, CIGRE WG 33.01, Bologna, Italia, Sept. 2000a.

NUCCI, C. A. The Lightning Induced Over-Voltage (LIOV) Code. In: IEEE POWER ENGINEERING SOCIETY WINTER MEETING, 2000, Singapore, IEEE **Proceedings...** [S. l.], Jan. 2000b. v. 4, p. 2417-2418.

PAULINO, J. O. S. *et al.* An Approximate Formula for the Peak Value of Lightning-Induced Voltages in Overhead Lines. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, N. J., v. 25, n. 2, Apr. 2010.

PEDREGAL, P. **Introduction to Optimization**. New York: Springer-Verlag, 2004.

PEREZ, E. **Análisis de Sensibilidad de Algunos Factores que Afectan a las Tensiones Inducidas en Redes de Distribución de Energía Eléctrica**. 2002. 120p. Dissertação (Maestria em Ingeniería Eléctrica) - Universidad Nacional de Colombia, Bogotá, 2002.

PINEDO, K. S. **Estudo Sobre Determinação de Pontos Ótimos para Localização e Implantação de Usinas de Biodiesel no Estado do Tocantins**. 2010. 150 p. Dissertação (Mestrado em Agroenergia) - Universidade Federal do Tocantins, Palmas, 2010.

PREGEJ, A.; BEGOVIC, M.; ROHATGI, A. Recloser Allocation for Improved Reliability of DG-Enhanced Distribution Networks. **IEEE Transactions on Power Systems**, [S. l.], v. 21, n. 3, p. 1442-1449, Aug. 2006.

RACHIDI, F. *et al.* Influence of a Lossy Ground on Lightning-Induced Voltages on an Overhead Lines. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, Piscataway, N. J., v. 38, n. 3, Aug. 1996.

REDE INTEGRADA NACIONAL DE DETECÇÃO DE DESCARGAS ATMOSFÉRICAS. Disponível em: <<http://www.rindat.com.br/>>. Acesso em: 10 set. 2014.

ROSENTHAL, R. E. General Algebraic Modeling System [internet]. Disponível em: <<http://www.gams.com>>. Acesso em: 25 out. 2014.

RUSCK, S. Induced Lightning Overvoltages on Power Transmission Lines with Special Reference to the Overvoltage Protection of Low Voltage Networks. **Transactions of the Royal Institute of Technology**, Stockholm, n. 120, 1957.

SADIKU, M. N. O. Elements of Electromagnetics. 3rd ed. New York: Oxford University Press, 2001.

SHARIATINASAB, R.; SAFAR, J. G.; FALAGI, H. Optimisation of arrester location in risk assessment in distribution network. **IET Proceedings Generation, Transmission and Distribution**, [S. l.], v. 8, n. 1, p. 151-159, Jan. 2014.

SHARIATINASAB, R.; SAFAR, J. G.; FALAGI, H. Statistical Evaluation of Lightning-related Failures for the Optimal Location of Surge Arresters on the Power Networks. **IET Proceedings Generation, Transmission and Distribution**, [S. l.], v. 3, n. 2, p. 129-144, May 2009.

SILVA, S. P. *et al.* Estudo de Avaliação de Desempenho de Redes de Distribuição frente a Descargas Atmosféricas, In: CONGRESSO DE INOVAÇÃO TECNOLÓGICA EM ENERGIA ELÉTRICA, 2., 2003. **Anais...** 2003a. p. 99-102.

SILVA, S. P. *et al.* Lightning Performance Studies for a 13.8 kV Distribution Network, In: SIPDA 2003 - IEEE INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION, 7., 2003, Curitiba. **Proceedings...** [S. l.: s. n.], 2003b. p. 137-143.

SILVEIRA, F. H.; CONTI, A. R.; VISACRO, S. Voltages induced in single-phase overhead lines by first and subsequent negative lightning strokes: influence of the periodically grounded neutral conductor and the ground resistivity. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, [S. l.], v. 53, p. 414-420, 2011.

SILVEIRA, F. H.; VISACRO, S. Lightning Effects in The Vicinity of Elevated Structures. **Journal of Electrostatics**, [S. l.], v. 1, p. 1-6, 2006.

SILVEIRA, F. H.; VISACRO, S. On the Lightning-Induced Voltage Amplitude: First Versus Subsequent Negative Strokes. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, [S. l.], v. 51, p. 741-747, 2009b.

SILVEIRA, F. H.; VISACRO, S. The Influence of Attachment Height on Lightning-Induced Voltages. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, [S. l.], v. 50, p. 1-5, 2008.

SILVEIRA, F. H. *et al.* Evaluation of Lightning-Induced Voltages Over a Lossy Ground by the Hybrid Electromagnetic Model. **IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility**, [S. l.], v. 51, p. 156-160, 2009a.

SOARES JR., A.; SCHROEDER M. A. O.; VISACRO, S.; Transient Voltages in transmission Lines Caused by Direct Lightning Strikes. **IEEE Transactions on Power Delivery**, Piscataway, N. J., v. 20, n. 2, p. 1447-1452, Apr. 2005.

STEVENSON JR, W. D. **Elementos de Análise de Sistemas de Potência**. São Paulo: McGraw-Hill, 1978.

TAMIZ, M.; JONES, D.; ROMERO, C. Goal Programming for Decision Making: An Overview of the Current State-of-the-art. **Transactions on European Journal of Operational Research**, [S. l.], p. 569-581, n. 111, 1998.

TAYLOR, C. D.; SATTERWHITE, R. S.; HARRISON JR. C. W. The Response of a Terminal Two-wire Transmission Line excited by a Nonuniform Electromagnetic Field, **IEEE Transactions on Antennas Propagation**, Piscataway, N. J., v. AP-13, n. 2, p. 987-989, Nov. 1965.

TELLÓ, M. *et al.* **Aterramento Elétrico Impulsivo, em Baixas e Altas Frequências com Apresentação de Casos**. Porto Alegre: EDIPUCRS, 2007.

VISACRO, S. **Descargas Atmosféricas: uma Abordagem de Engenharia**. São Paulo: ArtLibert., 2005. v. 1.

VISACRO, S.; SILVEIRA, F. H. Evaluation of the Current Distribution Along the Lightning Discharge Channel by Hybrid Electromagnetic Model. **Journal of Electrostatics, ELSEVIER**, v. 60, p. 111-120, 2004a.

VISACRO, S.; SOARES, J.; SCHRODER, M. A. O. Statistical Analysis of Lightning Current Parameters: Measurements at Morro do Cachimbo Station. **Journal of Geophysical Research**, 109, D01105, 2004b.

VISACRO, S. A. Representative Curve for Lightning Current Waveshape of First Negative Stroke. **Geophysical Research Letters**, v. 31, 2004c.

VISACRO, S.; SOARES, JR. A. Hem: A Model of a Simulation of Lightning Related Engineering Problems. **IEEE Transactions on Power Delivery**, [S. l.], v. 20, n. 2, p. 1206-1208, Apr. 2005.

WAGNER, K. W. **Elektromagnetische Ausgleichvorgänge in Freileitungen und Kabeln**, Per. 5, Leipzig, 1908.

WARREN, C. A. Distribution Reliability: What is it? **IEEE Industry Applications Magazine**, New York, USA, v. 2, p. 32-37, July/Aug. 1996.

XPRESS-Optimizer Reference Manual, FICO Xpress Optimization Suite, Release 20.00, June, 2009. Disponível em: <<http://www.fico.com/en/products/fico-xpress-optimization-suite/>>. Acesso em: 25 out. 2014.

YOKOYAMA, S. *et al.* Advanced Observations of Lightning Induced Voltage on Power Distribution Lines. **IEEE Transactions on Power Delivery**, [S. l.], v. PWRD-1, n. 2, p. 129-139, April 1986.

ZANETTA JR., L. C.; PEREIRA, C. E. DE MORAIS. Avaliação de Solicitações de Energia em Pára-raios de Linhas de Transmissão. In: SNPTEE 2001 - SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA, 16., 2001, Campinas. **Proceedings...** [S. l.: s. n.], Out. 2001. p. 1-4.

ZHINA, L. The Simulation and Analysis of the Lightning Back-flashover Protection Performance of the Medium Voltage Distribution Network. In: IEEE INTERNATIONAL CONFERENCE OF HIGH VOLTAGE ENGINEERING AND APPLICATION, 2008, Chongqing. **Proceedings...** [S. l.: s. n.], Nov. 2008. p. 296-300.

APÊNDICE A: ARTIGOS PUBLICADOS

Os resultados deste trabalho de tese deram origem as seguintes publicações.

PUBLICAÇÕES EM PROFUNDIDADE

CABRAL, R. J.; GAZZANA, D. S.; LEBORGNE, R. C.; BRETAS, A. S.; DIAS, G. A. D.; TELLÓ, M. Evaluation of the Wire-Guard Arrangements in Overhead Distribution Feeders Against Lightning. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON RENEWABLE ENERGIES AND POWER QUALITY - ICREPQ 2012, 10., Santiago de Compostela. **Proceedings...** [S. l.: s. n.], Mar. 2012a.

CABRAL, R. J.; GAZZANA, D. S.; LEBORGNE, R. C.; BRETAS, A. S.; DIAS, G. A. D.; TELLÓ, M. Improvement of an Overhead Distribution Feeder Performance Against Lightning Considering the Wire-Guard Protection. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION - ICLP 2012, 31., Vienna, Austria. **IEEE Proceedings...** [S. l.: s. n.], Sept. 2012b.

CABRAL, R. J.; GAZZANA, D. S.; LEBORGNE, R. C.; BRETAS, A. S.; DIAS, G. A. D.; TELLÓ, M. Eficiência no Desempenho de Alimentadores Aéreos de Distribuição Contra Descargas Atmosféricas Considerando o Cabo de Guarda. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE AUTOMÁTICA - CBA 2012, 19., Campina Grande, Brasil. **Proceedings...** [S. l.: s. n.], Sept. 2012c.

CABRAL, R. J.; GAZZANA, D. S.; LEBORGNE, R. C.; BRETAS, A. S.; DIAS, G. A. D.; TELLÓ, M. Analysis of Distribution Lines Performance Against Lightning Using ATP-EMTP. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON ELECTRO-MAGNETIC COMPATIBILITY EUROPE - EMC 2012, 11., 2012, Rome, Italy. **IEEE Proceedings...** [S. l.: s. n.], Sept. 2012d.

CABRAL, R. J.; GAZZANA, D. S.; LEBORGNE, R. C.; BRETAS, A. S.; DIAS, G. A. D.; TELLÓ, M. Análise do Desempenho de Linhas de Distribuição Devido a Descargas Atmosféricas Diretas Usando ATP-Draw. In: CONGRESO LATINOAMERICANO DE DISTRIBUCIÓN ELÉCTRICA - CLADE 2012, 2., 2012, Rosario, Argentina. **Proceedings...** [S. l.: s. n.], Sept. 2012e.

CABRAL, R. J.; GAZZANA, D. S.; LEBORGNE, R. C.; BRETAS, A. S.; DIAS, G. A. D.; TELLÓ, M. Desempenho de Linhas de Distribuição Devido a Descargas Atmosféricas Usando ATP-Draw. In: X IEEE/IAS INTERNATIONAL CONFERENCE ON INDUSTRY APPLICATION - INDUSCON 2012, 10., Fortaleza, CE, Brasil, **IEEE Proceedings...** Nov. 2012f.

CABRAL, R. J.; GAZZANA, D. S.; LEBORGNE, R. C.; BRETAS, A. S.; DIAS, G. A. D.; TELLÓ, M. Desempenho de Alimentadores aéreos de Distribuição Frente a Descargas Atmosféricas. In: XX SEMINÁRIO NACIONAL DE DISTRIBUIÇÃO DE ENERGIA ELÉTRICA - SENDI 2012, 20., Rio de Janeiro, RJ, Brasil, **Anais...** Oct. 2012g. Disponível em: <<http://www.sendi.org.br/index.asp>>. Acesso em: 01 de janeiro de 2013.

CABRAL, R. J.; GAZZANA, D. S.; LEBORGNE, R. C.; BRETAS, A. S.; DIAS, G. A. D.; SCHWANZ, D.; TELLÓ, M. Effect of Shielding and Grounding on Lightning Performance of 23kV Distribution Feeders. In: 45TH NORTH AMERICAN POWER SYMPOSIUM - NAPS 2013, 45., Manhattan - KS - USA, IEEE. **Proceedings...** Sept. 2013a.

CABRAL, R. J.; GAZZANA, D. S.; LEBORGNE, R. C.; BRETAS, A. S.; DIAS, G. A. D.; TELLÓ, M.; MORALES, J.; ORDUÑA, E. A. Improved Distribution Feeder Topology Against Lightning. In: XII INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION - SIPDA 2013, 12., Belo Horizonte, IEEE. **Proceedings...** Oct. 2013b.

MORALES, J.; ORDUÑA, E.; REHTANZ, C.; **CABRAL, R. J.**; BRETAS, A. S. Comparison Between PCA and WT Filtering Methods for Lightning Stroke Classification on Transmission Lines Lightning Stroke Classification For Protection Relay. In: XII INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LIGHTNING PROTECTION - SIPDA 2013, 12., Belo Horizonte MG Brasil, IEEE **Proceedings...** Oct. 2013.

CABRAL, R. J.; BRETAS, A. S.; LEBORGNE, R. C.; MORALES, J.; ORDUÑA, E. A. Sensitivity Assessment of Lightning-Induced Surges in Distribution Feeders Using ATP. In: XII IET INTERNATIONAL CONFERENCE ON DEVELOPMENTS IN POWER SYSTEM PROTECTION - DPSP 2014, 12., Copenhagen, IET. **Proceedings...** Apr. 2014a.

MORALES, J.; ORDUÑA, E. A.; **CABRAL, R. J.**; BRETAS, A. S.; REHTANZ, C. Novel Methodology for Analysis and Study of Distribution Feeder Performance Against Lightning Disturbances. In: XII IET INTERNATIONAL CONFERENCE ON DEVELOPMENTS IN POWER SYSTEM PROTECTION - DPSP 2014, 12., Copenhagen, IET **Proceedings...** Apr. 2014a.

CABRAL, R. J.; GAZZANA, D. S.; LEBORGNE, R. C.; BRETAS, A. S.; DIAS, G. A. D.; TELLÓ, M. Efficiency of Rural Distribution Feeders Against Lightning: A Case Study. In: XVIII POWER SYSTEMS COMPUTATION CONFERENCE - PSCC 2014, Wroclaw, Poland, 2014, IEEE **Proceedings...** Aug. 2014b.

MORALES, J.; ORDUÑA, E. A.; **CABRAL, R. J.**; BRETAS, A. S. Combined Tacs-Models for Footing Tower Resistance Considering Ground Ionization. In: NORTH AMERICAN POWER SYMPOSIUM - NAPS 2014, Pullman, Washington, IEEE **Proceedings...** Sept. 2014b.

MORALES, J.; ZHUNIO, L.; **CABRAL, R. J.** Induced Overvoltages Produced by Atmospheric Discharges Considering Jmarti and PI Distribution Lines Models. In: THE INTERNATIONAL AUTUMN MEETING ON POWER, ELECTRONICS AND COMPUTING - ROPEC 2014, 2., Ixtapa, Mexico, 2014, IEEE **Proceedings...**, November 2014.

CABRAL, R. J.; GAZZANA, D. S.; TRONCHONI, A. B.; DIAS, G. A. D.; LEBORGNE, R. C.; BRETAS, A. S.; TELLÓ, M. Comparative Performance of Impulsive Grounding Systems Embedded in Concrete: an Experiment in Reduced Scale. In: XXXIII INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION - ICLP 2016, 33., Estoril, Portugal, IEEE **Proceedings...** Sept. 2016.

MORALES, J.; ORDUÑA, E. A.; REHTANZ, C.; **CABRAL, R. J.**; BRETAS, A. S. Comparison between Principal Component Analysis and Wavelet Transform 'Filtering

Methods for Lightning Stroke Classification on Transmission. **Elsevier Electric Power Systems Research**, [S. l.], v. 118, p. 37-46, 2015. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.epsr.2014.05.018>>.

MORALES, J.; ORDUÑA, E. A.; REHTANZ, C.; **CABRAL, R. J.**; BRETAS, A. S. Ultra High Speed Deterministic Algorithm for Transmission Lines Disturbance Identification Based on Principal Component Analysis and Euclidean Norm. **Elsevier International Journal of Electrical Power and Energy Systems**, [S. l.], v. 80, p. 312-324, 2016. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.ijepes.2016.01.043>>.

CABRAL, R. J.; LEBORGNE, R. C.; BRETAS, A. S.; MORALES, J. A.; FERREIRA, G. D.; TOLEDO, E. J. Otimização do Índice de Desempenho por Descargas Atmosféricas em Alimentadores Aéreos de Distribuição de Energia Elétrica. In: ERIAC - ENCUESTRO REGIONAL IBEROAMERICANO DEL CIGRE - ERIAC 2017, 12., Ciudad del Este, Paraguay, **CIGRÉ Proceedings...** May. 2017.

BRETAS, A. S.; **CABRAL, R. J.**; LEBORGNE, R. C.; FERREIRA G. D.; MORALES J. A. Multi-Objective MILP Model for Distribution Systems Reliability Optimization: a Lightning Protection System Design Approach. **International Journal of Electrical Power & Energy Systems**, v. 98, p. 256-268, June 2018. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.ijepes.2017.12.006>>.

CABRAL, R. J.; LEBORGNE, R. C.; BRETAS, A. S.; FERREIRA G. D.; MORALES J. A. Lightning Protection System Design for Distribution Networks on System Average Interruption Frequency Minimization. **Elsevier Electric Power Systems Research**, v. 160, p. 1-12, July 2018. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.epsr.2018.01.018>>.

MORALES, J.; ANANE, Z.; **CABRAL, R. J.** Automatic Lightning Stroke Location on Transmission Lines Using Data mining and Synchronized Initial Travelling. **Elsevier Electric Power Systems Research**, [S. l.], v. X, p. Y-Z, Aug. 2018. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.epsr.2018.01.025>>.

CABRAL, R. J.; BRETAS, A. S.; LEBORGNE, R. C.; FERREIRA G. D.; MORALES, J. A.; OLIVEIRA M. O. Optimización de los Indicadores de Confiabilidad en Sistemas de Distribución frente a las Descargas Atmosféricas. In: CONGRESO BIENAL DE IEEE ARGENTINA - ARGENCON 2018, 4., San Miguel de Tucumán, Argentina, **IEEE Proceedings...** Jun. 2018.

CABRAL, R. J.; GAZZANA, D. S.; LEBORGNE, R. C.; BRETAS, A. S.; DIAS, G. A. D.; TELLÓ, M. A Methodology to Evaluate the Performance of Distribution Feeders Against Lightning: Fundamentals, Case Study and Computational Tool. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIGHTNING PROTECTION - IPST 2018, 34., Rzeszow, Poland, **IEEE Proceedings...** Sept. 2018.

CABRAL, R. J.; BRETAS, A. S.; LEBORGNE, R. C.; OLIVEIRA M. O.; MORALES, J. A. Otimização Multiobjetivos da Confiabilidade de Alimentadores de Distribuição Frente as Descargas Atmosféricas. In: XI SEMINAR ON POWER ELECTRONICS AND CONTROL - SEPOC 2018, 11., Santa Maria, Brasil, **IEEE Proceedings...** Oct. 2018.

APÊNDICE B: DADOS DO SISTEMA TESTE

DADOS DO SISTEMA TESTE

Tabela 13. Impedâncias equivalentes de sequência do sistema de transmissão.

R0 (Ω)	X0 (Ω)	R1=R2 (Ω)	X1=X2 (Ω)
0,1485	1,832	0,1238	1,2626

Tabela 14. Dados de impedância do transformador da subestação AL-1.

Potência S (MVA)	Tensão V (kV)	Resistência R (%)	Reatância X (%)
25	138/23	0	9

Tabela 15. Dados dos condutores.

Condutor	Material	Bitola (AWG/MCM)	Diâmetro (mm)	Seção Nominal (mm ²)	RMG (mm)	Resistência (Ω/km)	Capacidade (A)
de fase	CAA	336,8	18,31	198,38	7,44	0,17	426
de guarda	CAA	1/0	10,11	62,44	1,36	0,56	220
de descida	cobre	4 - 2	5,189	21,15	-	0,8	60
de aterramento	cobre	4 - 2	6,544	33,63	-	1,5	96

Tabela 16. Dados das estruturas.

Elemento	Material	Comprimento (m)	Diâmetro Médio (m)
poste	madeira	11 - 14	0,33 - 0,41
cruzeta	madeira	2,2	

Tabela 17. Dados do isolador e haste de aterramento.

Elemento	Material	Comprimento (m)	Diâmetro (mm)	CFO (kV)
isolador	porcelana	0,25 - 0,332	-	180 (classe 25kV)
haste	aço-cobre	2,4	13 - 19	-

Tabela 18. Investimento dos alimentadores de distribuição.

Investimento	Normal		Captor Franklin				Cabo de Guarda				
	SB	1h	2h	Cp	Cruz	Malha	1h	2h	Cp	Cruz	Malha
por km (R\$/km)	0	1125	1275	1920	2865	6645	3675	3825	4470	5415	9195
total do SEP (R\$)	0	46544	52749	79434	118531	274917	152042	158248	184933	224029	380416

Tabela 19. Dados das seções de linha do sistema teste.

N° de Seção	Nó de início	Nó de fim	ℓ (km)	N° de Cons.	Scarga (kVA)	Tipo de rede	ρ_{solo} (Ωm)	Seção	Nó de início	Nó de fim	ℓ (km)	N° de Cons.	Scarga (kVA)	Tipo de rede	ρ_{solo} (Ωm)
1	1	2	0,388	0	0,0	urbana	500	41	41	42	0,595	235	157,5	rural	1000
2	2	3	0,295	104	45,0	urbana	500	42	38	43	0,078	85	75,0	rural	500
3	2	4	0,501	99	45,0	urbana	500	43	43	44	0,669	124	150,0	rural	500
4	4	5	0,369	63	120,0	urbana	500	44	44	45	0,560	120	150,0	rural	1000
5	4	6	0,445	43	75,0	urbana	500	45	45	46	0,828	318	187,5	rural	1000
6	6	7	0,837	249	382,5	urbana	1000	46	45	47	0,205	50	30,0	rural	1000
7	7	8	0,669	266	667,5	urbana	1000	47	47	48	0,100	22	15,0	rural	1000
8	8	9	0,429	139	120,0	urbana	1000	48	48	49	0,389	85	157,5	rural	1000
9	8	10	0,663	410	900,0	urbana	1500	49	48	50	0,488	92	90,0	rural	500
10	10	11	0,567	187	525,0	urbana	2000	50	50	51	0,314	1	112,5	rural	500
11	10	12	0,271	172	307,5	urbana	2000	51	50	52	0,074	7	30,0	rural	500
12	6	13	0,267	143	75,0	urbana	500	52	52	53	0,649	58	75,0	rural	500
13	13	14	0,944	359	732,5	urbana	100	53	53	54	1,258	55	80,0	rural	500
14	14	15	0,774	488	300,0	urbana	100	54	52	55	0,555	1	15,0	rural	100
15	14	16	0,592	115	187,5	urbana	100	55	55	56	1,897	1	75,0	rural	100
16	16	17	0,841	40	45,0	rural	100	56	56	57	0,526	1	500,0	rural	100
17	17	18	1,176	12	220,0	rural	100	57	56	58	0,538	3	75,0	rural	100
18	16	19	0,517	14	30,0	rural	100	58	55	59	0,436	31	15,0	rural	100
19	19	20	0,652	1	30,0	rural	100	59	43	60	0,549	68	112,5	rural	500
20	13	21	0,903	392	322,5	urbana	500	60	60	61	0,356	216	150,0	rural	500
21	21	22	1,282	401	225,0	urbana	500	61	60	62	0,303	74	75,0	rural	1000
22	22	24	0,250	44	45,0	urbana	500	62	62	63	0,340	240	112,5	rural	1000
23	22	23	0,397	145	150,0	urbana	500	63	62	64	0,331	85	75,0	rural	1500
24	22	25	0,555	141	45,0	urbana	500	64	64	65	0,629	97	195,0	rural	1000
25	25	26	0,211	125	75,0	urbana	500	65	64	66	0,256	0	0,0	rural	2000
26	25	27	0,155	0	0,0	urbana	500	66	66	67	0,251	46	45,0	rural	2000
27	27	28	0,300	186	112,5	urbana	500	67	66	68	0,629	79	75,0	rural	2000
28	28	29	0,336	81	75,0	urbana	500	68	68	69	0,503	0	0,0	rural	2000
29	28	30	0,319	86	150,0	urbana	500	69	68	70	0,186	105	75,0	rural	2000
30	27	31	0,573	100	75,0	urbana	1000	70	64	71	0,300	21	75,0	rural	1500
31	31	32	0,535	217	195,0	urbana	1000	71	71	72	0,202	20	75,0	rural	1500
32	32	33	0,290	84	75,0	urbana	1000	72	72	73	0,557	0	0,0	rural	2000
33	32	34	0,314	19	150,0	urbana	1500	73	73	74	0,550	0	0,0	rural	2000
34	34	35	0,373	100	157,5	urbana	1500	74	72	75	0,506	28	60,0	rural	1000
35	34	36	0,179	199	75,0	urbana	1500	75	75	76	0,200	20	20,0	rural	1000
36	25	37	0,532	96	187,5	rural	500	76	76	80	1,089	32	345,0	rural	1500
37	37	38	0,352	65	200,0	rural	500	77	80	81	1,060	1	10,0	rural	1500
38	38	39	0,424	67	212,5	rural	500	78	76	77	0,070	0	0,0	rural	1000
39	39	40	0,534	197	165,0	rural	1000	79	77	78	0,785	27	105,0	rural	1000
40	39	41	0,585	45	45,0	rural	1000	80	77	79	0,965	13	75,0	rural	1000

ESTRUTURAS TÍPICAS DE REDES AÉREAS

As estruturas das redes aéreas de distribuição compõem-se basicamente de postes, cruzetas, isoladores e ferragens, e apresentam diferentes configurações em função do tipo de rede, urbana ou rural, ou de aspectos técnico econômicos. A estrutura do alimentador analisado é do tipo normal e a disposição geométrica dos condutores é horizontal, com 3 topologias: sem blindagem (*a*), com captor Franklin (*b*) e com cabo de guarda (*c*) apresentadas de acordo com a Figura 59.

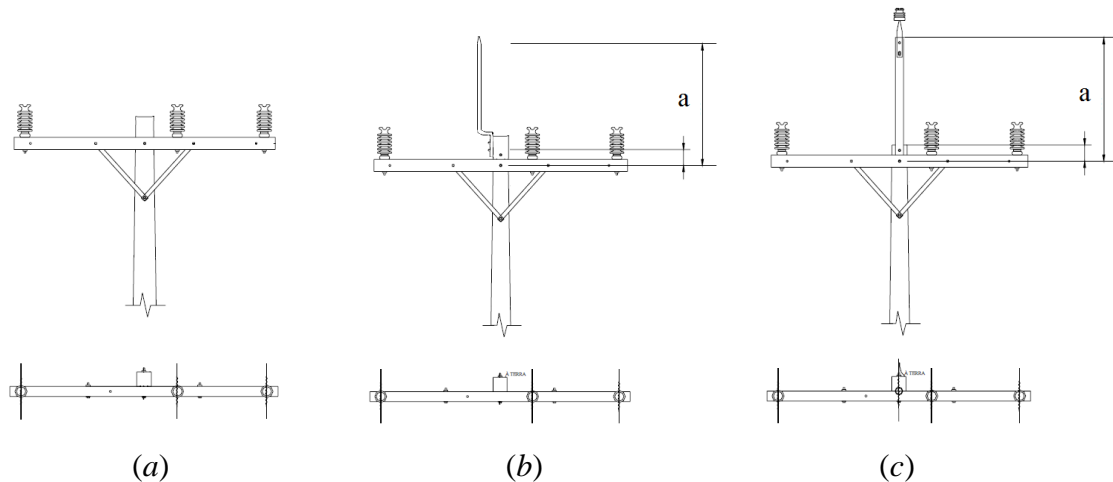


Figura 59. Estruturas tipo normal: (a) sem blindagem; (b) com captor Franklin e (c) com cabo de guarda (distância $a=1\text{m}$).

MODELO DO ALIMENTADOR

As figuras apresentadas a seguir mostram os circuitos elétricos, modelados no ATPDraw, do alimentador de distribuição com estrutura tipo Normal sem blindagem (Figura 60), com captor Franklin (Figura 61) e com cabo de guarda (Figura 62) sujeitos a descargas atmosféricas diretas.

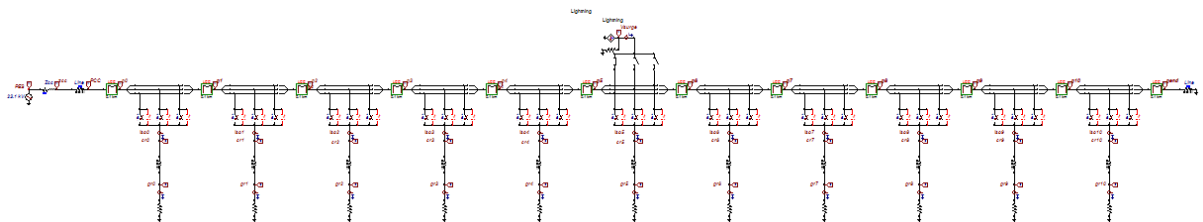


Figura 60. Modelo de descargas diretas no alimentador com estrutura normal.

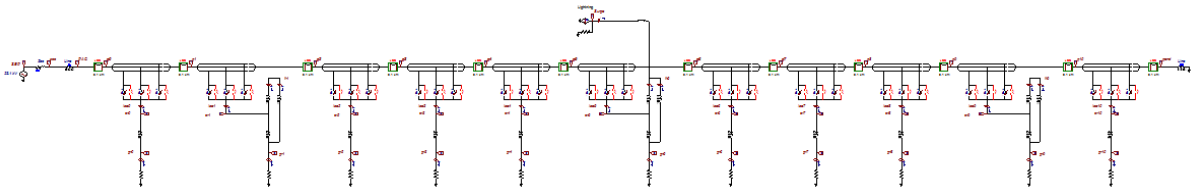


Figura 61. Modelo de descargas diretas no alimentador com captor Franklin.

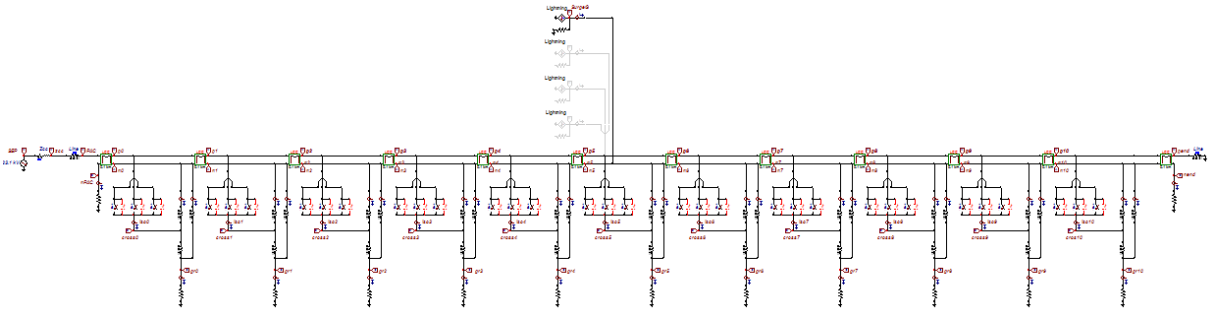


Figura 62. Modelo de descargas diretas no alimentador com cabo de guarda.

As seguintes figuras representam o modelado no ATPDraw, dos circuitos elétricos, do alimentador de distribuição com estrutura tipo Normal sem blindagem (Figura 63), com captor Franklin (Figura 64) e com cabo de guarda (Figura 65) sujeitos a sobretensões por descargas atmosféricas indiretas.

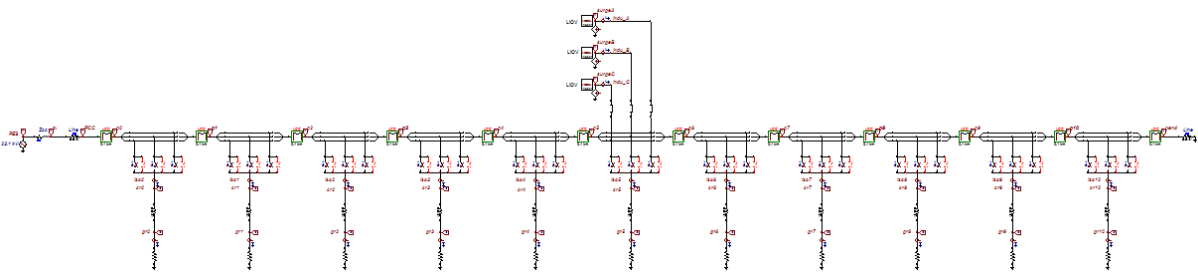


Figura 63. Modelo de descargas indiretas no alimentador com estrutura normal.

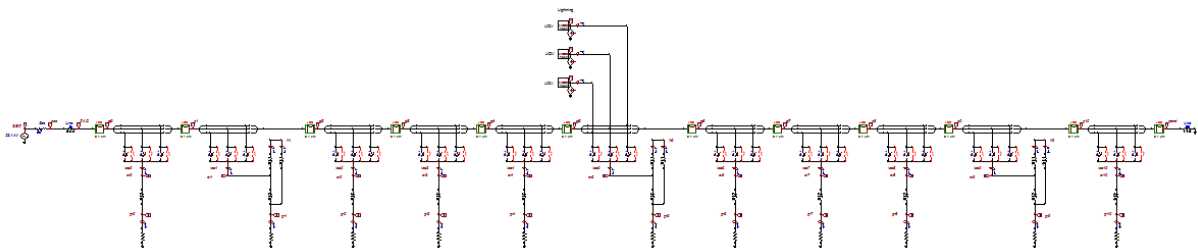


Figura 64. Modelo de descargas indiretas no alimentador com captor Franklin.

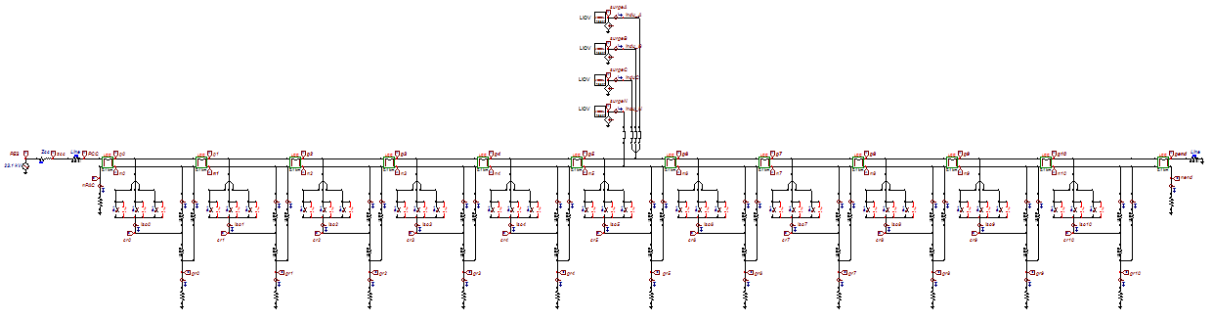


Figura 65. Modelo de descargas indiretas no alimentador com cabo de guarda.

APÊNDICE C: MODELO DE FONTE SOBRETENSÕES INDUZIDA NO ATPDRAW

O modelo de sobretensões induzidas por descargas indiretas no alimentador de distribuição foi desenvolvido baseado na teoria de Rusck (1957) e aplicado no ATPDraw por meio da ferramenta TACS-MODELS. De acordo com as características de funcionamento do ATPDraw é feito o cálculo da sobretensão induzida no alimentador, a fonte impulsiva é modelada de acordo com uma fonte de corrente ideal conectada com referência à terra.

Utilizando interface do modelo de usuário foi desenvolvido no TACS-MODELS de acordo com a eq. (5.1) é possível observar que a onda da tensão induzida depende do tempo (t) e da variação de alguns parâmetros, como:

- I é a amplitude de pico da corrente;
- v é a velocidade de propagação da onda da corrente de retorno;
- h_{eficaz} é a altura eficaz do alimentador em referência ao solo; e
- y é a menor distância em quadratura entre o alimentador e o ponto da descarga indireta do canal de descarga.

A tensão induzida depende também de algumas constantes físicas descritas a seguir:

- Z_0 é a impedância característica do canal de descarga, igual a 30Ω , e;
- v_0 é a velocidade de propagação da luz, igual a $300\text{ m}/\mu\text{s}$.

Na Figura 66 é apresentada a interfase gráfica de interação com o usuário, no ATPDraw.

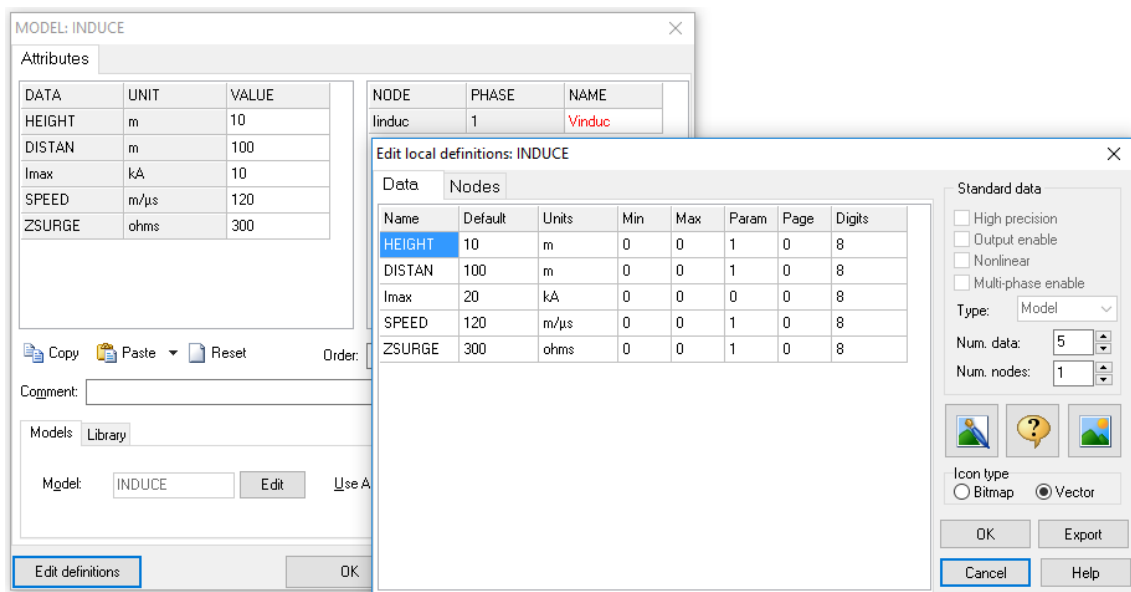


Figura 66. Janela de interação com o usuário modelo de INDUCE da fonte de corrente induzida segundo Rusck.

O código de programação na linguagem FORTRAN do modelo de fonte de corrente impulsiva é apresentado na Figura 67.

```

MODEL INDUCE
OUTPUT
  Iinduc - lightning current [kA]
DATA
  HEIGHT {dflt:10.} -- height of the line above the ground [m]
  DISTAN {dflt:100.} -- distance between the lightning stroke location [m]
  Imax {dflt:20.} -- lightning current [kA]
  SPEED {dflt:120.} -- return stroke current propagation velocity C/3 [m/us]
  ZSURGE {dflt:300.} - line surge impedance [Ohms]
VAR
  beta
  A
  B
  C
  D
  Vinduc
  Iinduc
  T1
INIT
  A := 0
  B := 0
  C := 0
  D := 0
  beta := 0
  Vinduc:=0
  Iinduc:=0
  T1:=1
ENDINIT
EXEC
  T1:=t*1000000
  beta := SPEED/300
  A:=2*30*Imax*HEIGHT*beta*SPEED*T1
  B:= (DISTAN*DISTAN)+ (beta*SPEED*T1) * (beta*SPEED*T1)
  C:= beta*beta*SPEED*T1
  D:= (beta*beta*SPEED*SPEED*T1*T1) + (DISTAN*DISTAN*(1-(beta*beta)))
  Vinduc := (A/B) * (1+(C/(SQRT(D))))
  Iinduc:=2*Vinduc/ZSURGE
ENDEXEC
ENDMODEL

```

Figura 67. Código de programação na linguagem FORTRAN do modelo de fonte de corrente impulsiva para determinação de sobretensão induzida segundo o modelo de Rusck.

APÊNDICE D: RESULTADOS DA OTIMIZAÇÃO UTILIZANDO PLIM E PLIMM

ALOCAÇÃO DE ESTRUTURAS-ATERRAMENTOS MODELO PLIM

A seguir, são apresentados os resultados da seleção e alocação das estruturas-aterramentos para cada seção de linha pela otimização do indicador de confiabilidade global (*SAIFI**) formulado como um problema PLIM para o cenário 1, cenário 2, cenário 4, cenário 5 e cenário 6 correspondentes aos casos de investimento total de 0%, 20%, 60%, 80% e 100%, respectivamente.

Para o cenário 1 (Figura 68), onde o investimento é nulo, observa-se que as seleções de todas as estruturas são do tipo normal sem blindagem, ou seja, estrutura normal existente. Esse é um caso extremo, no qual o investimento é nulo que é utilizado para testar a robustez do modelo.

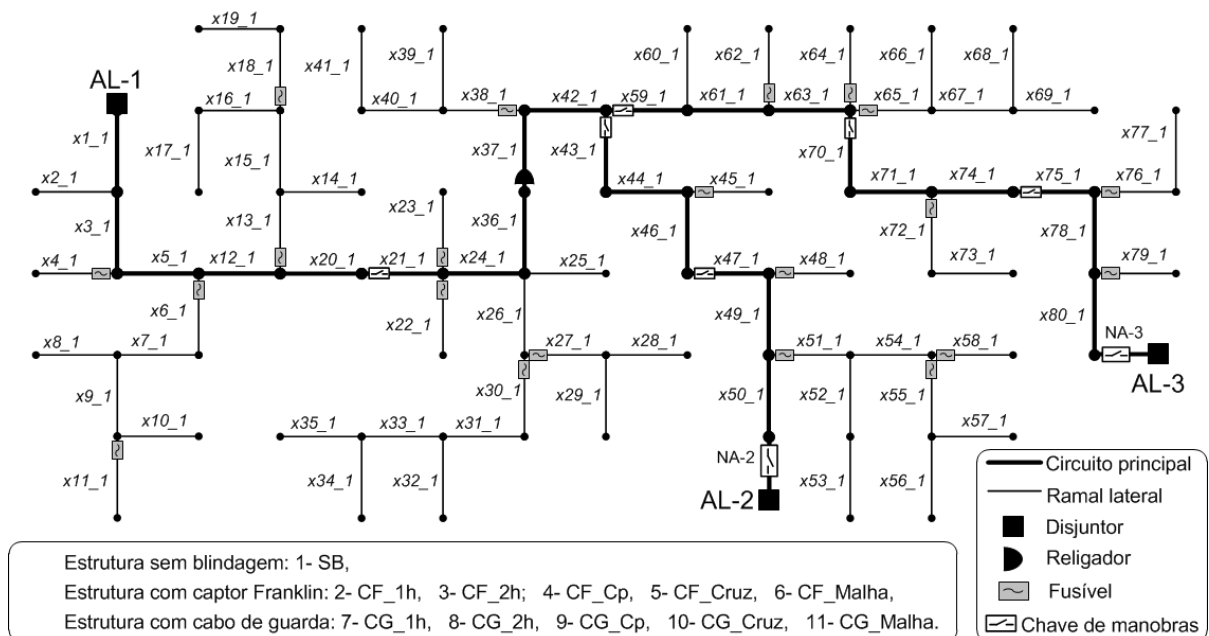


Figura 68. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização do indicador total de confiabilidade utilizando PLIM - Cenário 1.

A Figura 69 mostra o resultado da otimização para uma restrição com 20% do investimento máximo. No circuito principal, todas as estruturas são blindadas com cabo de guarda e aterramento de duas hastes (variável nº8). Nos circuitos laterais, são selecionadas estruturas de menor desempenho, e sua escolha depende do tipo de solo e da blindagem do local.

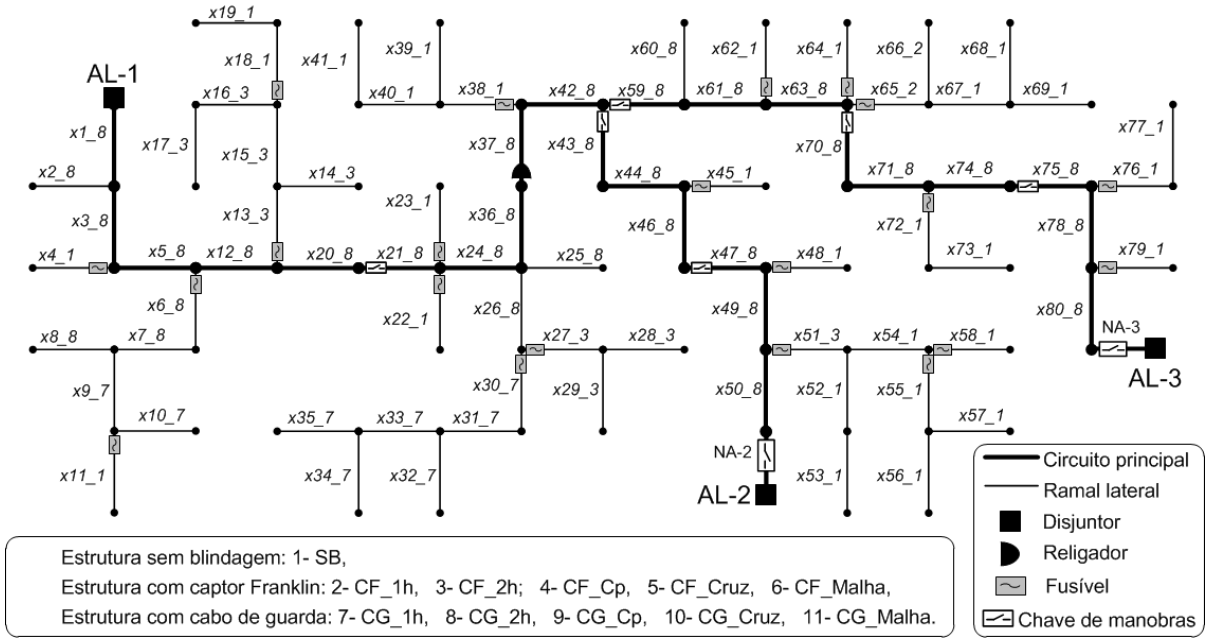


Figura 69. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização do indicador total de confiabilidade do sistema utilizando PLIM - Cenário 2.

O resultado do cenário 4, referente à restrição de 60% do investimento máximo, pode ser verificado na Figura 70. Observa-se que na seleção de estruturas-aterramentos de todo o circuito principal são escolhidas estruturas blindadas com cabo de guarda e aterramento tipo malha (variável nº11), sendo essas as de melhor desempenho. Por outro lado, nos ramais laterais, as estruturas-aterramentos selecionadas são de menor desempenho.

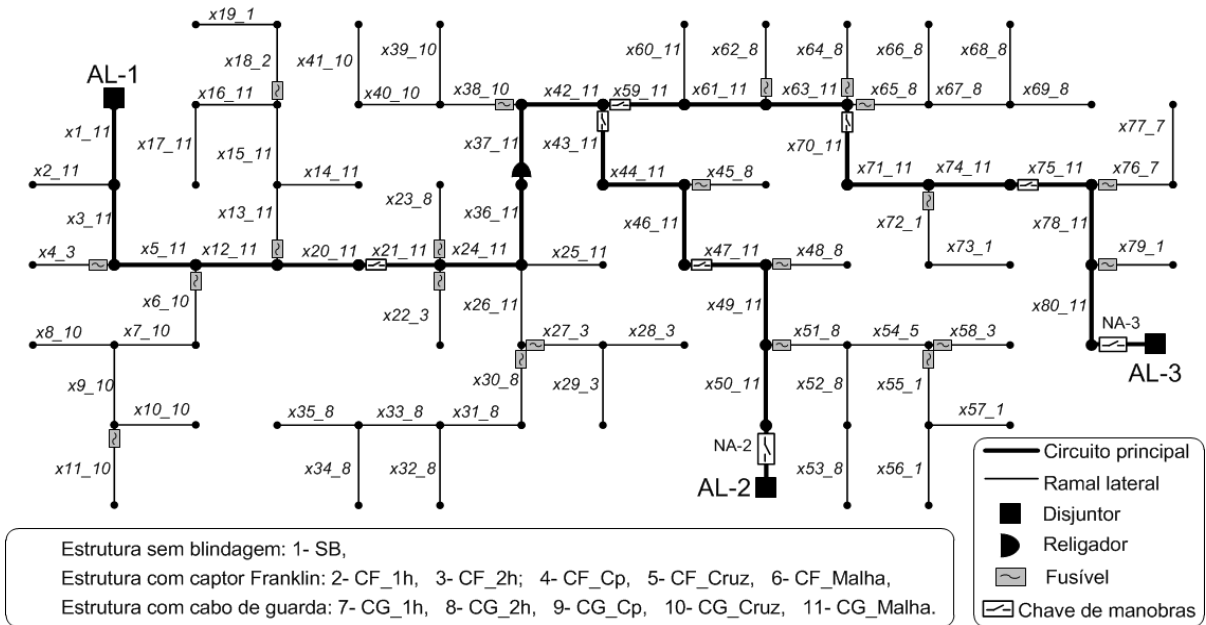


Figura 70. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização do indicador total de confiabilidade utilizando PLIM - Cenário 4.

Observa-se que, para cada seção de linha dos ramais, a seleção das estruturas-aterramentos está alocada por grupos e por tipos, e sua localização depende da resistividade do solo e da blindagem existente no local. Da mesma forma que nos cenários anteriores, as estruturas-aterramentos nos ramais laterais são selecionadas de modo que as melhores estruturas-aterramentos sejam alocadas na vizinhança do circuito principal, e no final de linha, são alocadas estruturas-aterramentos de menor desempenho, sem blindagem.

A Figura 71 apresenta as estruturas escolhidas no cenário 5, referente a 80% do investimento máximo. Observa-se que todas as estruturas selecionadas possuem blindagem. A maioria delas possui cabo de guarda e varia o tipo de aterramento (variáveis nº7, 8, 10 e 11). Em casos pontuais como as seções de linhas 53, 55, 56, 57 e 73, são selecionadas estruturas com captor Franklin e aterramento de uma haste (variável nº2) e duas hastes (variável nº3), respectivamente.

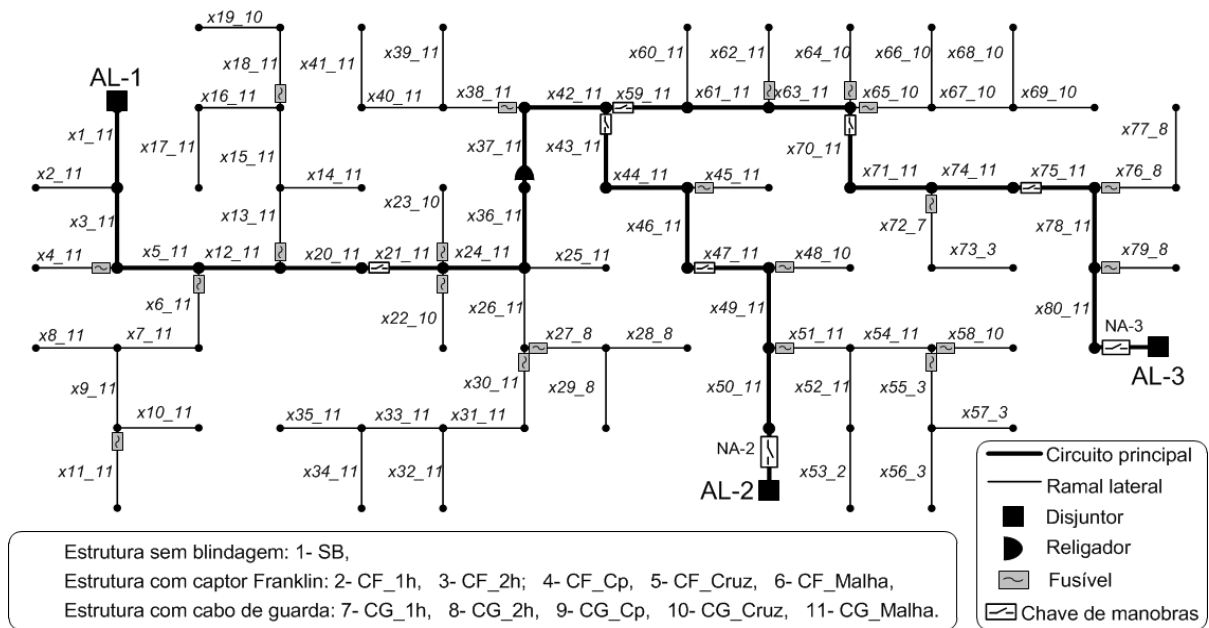


Figura 71. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização do indicador total de confiabilidade utilizando PLIM - Cenário 5.

No cenário 6, Figura 72, é possível ver o resultado da otimização para alocação das estruturas-aterramentos referente ao caso de investimento máximo. Este caso particular é um dos casos extremos, no qual o valor de investimento é máximo. Como era previsto, todas as estruturas selecionadas são as mais eficientes do ponto de vista da blindagem do sistema. Em cada seção de linha do alimentador, as estruturas escolhidas são tipo blindadas com cabo de guarda e aterramento tipo malha (variável nº11).

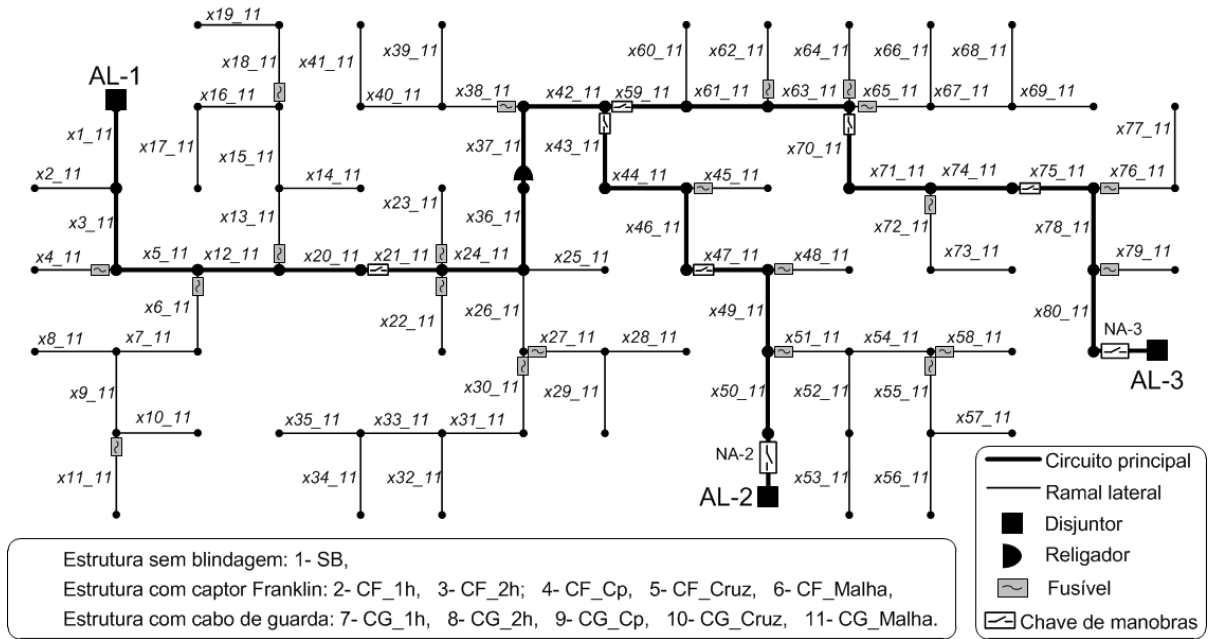


Figura 72. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização do indicador total de confiabilidade utilizando PLIM - Cenário 6.

ALOCAÇÃO DE ESTRUTURAS-ATERRAMENTOS MODELO PLIMM

A seguir, são apresentados os resultados da seleção e alocação das estruturas-aterramentos para cada seção de linha pela otimização dos indicadores $SAIFI$ e $MAIFI_E$ e investimento ($Custo_{investimento}$) formulados como um problema PLIMM para o cenário 1, cenário 3, cenário 4 e cenário 6, respectivamente.

Na Figura 73, referente ao cenário 1, cujo investimento é considerado nulo (condição mais desfavorável do SEP), percebe-se que as restrições das metas g_1 , g_2 e g_3 dos objetivos adotam os valores de $SAIFI^{Máx}$, $MAIFI^{Máx}$ e $Custo_{investimento}^{Min}$. Observa-se que não existiu processo de otimização na seleção da estrutura-aterramento, isto é, todas as estruturas são do tipo normal sem blindagem. Nesse caso, a capacidade de investimento nulo se verifica na seleção de estruturas sem blindagem.

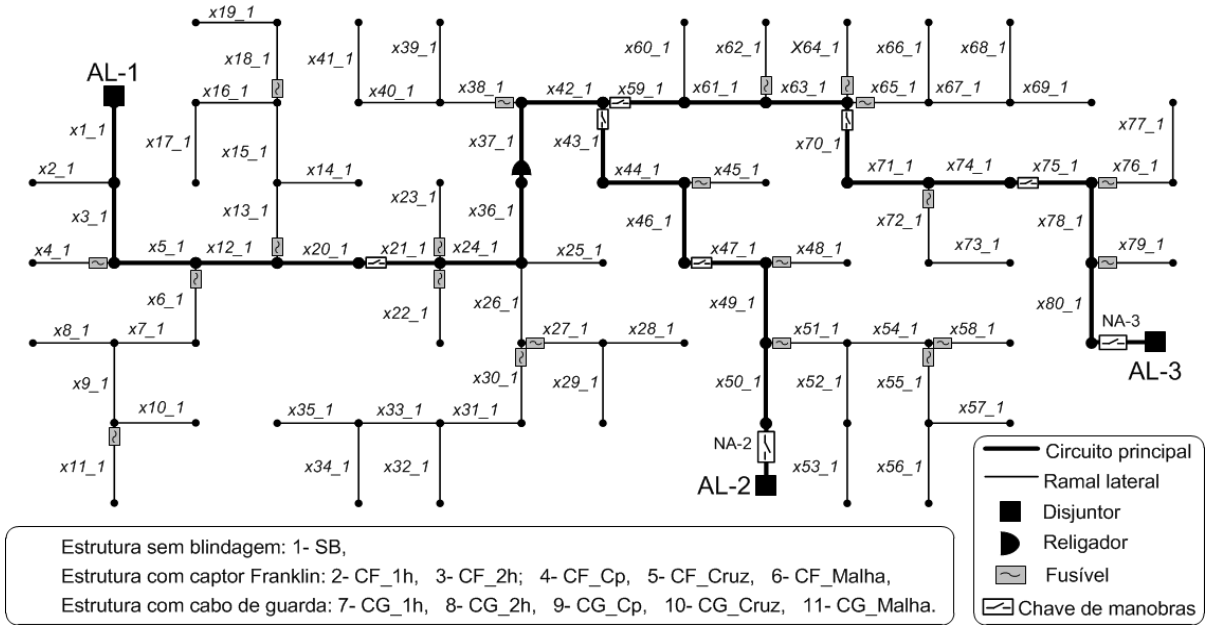


Figura 73. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização dos indicadores de confiabilidade e investimento utilizando PLIMM - Cenário 1.

A Figura 74 apresenta os resultados da seleção de estruturas-aterramentos pela otimização proposta utilizando PLIMM do cenário 3, no qual as restrições das metas g_1 , g_2 e g_3 dos objetivos adotam os valores de $SAIFI^{Min}$, $MAIFI_E^{Min}$ e $Custo_{investimento}^{Máx}$, respectivamente. Observa-se que em todas as linhas, as estruturas selecionadas são as mais eficientes do ponto de vista dos indicadores $SAIFI$ e $MAIFI_E$. Elas são blindadas de tipo cabo de guarda e aterramento tipo malha ($j = 11$: CG_Malha).

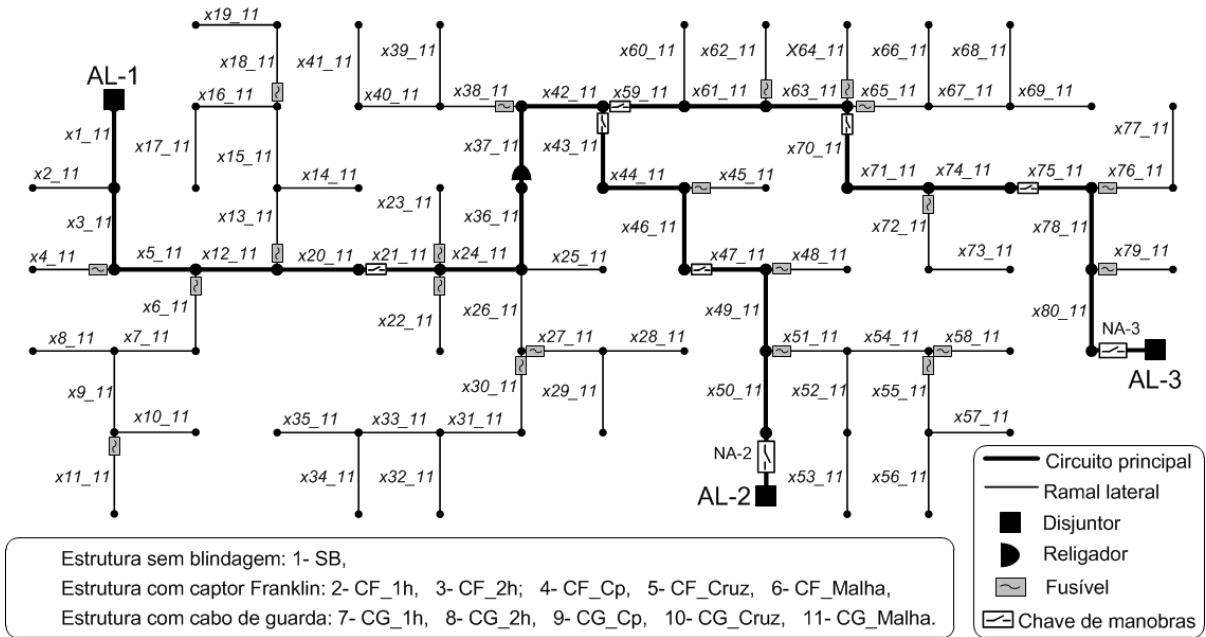


Figura 74. Alocação de estruturas-aterramentos pela otimização dos indicadores de confiabilidade e investimento utilizando PLIMM - Cenário 3.

ANEXO A: MODELO ELETROGEOMÉTRICO

O modelo eletrogeométrico pode ser usado para estimar o fator de proteção de uma porção específica de uma linha de distribuição. Este modelo baseia-se na ideia de que uma linha de distribuição ou outro objeto que tem um determinado raio de atração que aumenta com a altura, e o raio de atração também, depende da magnitude da corrente do raio. Vários modelos foram propostos, e a equação utilizada para calcular a distância crítica é a equação adotada pelo grupo de trabalho do IEEE STD1410 (2010) para estimar o comportamento das linhas de distribuição para o tipo de descarga, dada pela equação (A.1).

$$\begin{aligned} r_s &= 10 \cdot I_0^{0,65} \\ r_g &= 0,9 \cdot r_s \end{aligned} \tag{A.1}$$

Onde:

r_s é o raio de atração do cabo (m);

r_g é o raio de atração da terra (m);

I_0 é a corrente de pico da descarga atmosférica (kA).

O modelo eletrogeométrico é usado para calcular fator de proteção ou de blindagem S_f (*Shielding factor*), e para estimar o número de descargas indiretas (N_{ind}) por tensões induzidas da equação (2.33). O modelo eletrogeométrico pode também ser usado para estimar o número de descargas diretas (N_{dir}) sobre uma linha de distribuição pela equação (2.28) e permite dar resultados precisos para linhas com alturas inferiores a 15m. Para linhas de distribuição com alturas superiores a 15m, a diferença é muito maior.

De acordo com Rusck (1957), a máxima sobretensão $V_{Máx}$ que pode ser induzida na linha no ponto mais perto pode ser estimada pela equação (2.29).

A distância máxima $y_{máx}$ é calculada para cada intervalo de pico de corrente em que o raio pode produzir descargas de contorno no isolamento da linha de distribuição. Isso é obtido resolvendo a equação (2.29) e tendo a I_0 como o limite inferior do intervalo corrente, tomando V_{ind} da equação (2.30) e $V_{Máx}$ como 1,5 CFO da equação (2.25). O fator de 1,5 é uma abordagem que leva em consideração a alteração da curva de tensão vs tempo do isolamento. Essa abordagem é usada para calcular tensão induzida, desenho do cabo de guarda e separação entre para-raios. Assume-se que as sobretensões apresentam formas de onda de menor duração do que a onda padrão tradicional de 1,2/50 μ s. A distância máxima $y_{máx}$ pode ser calculada de acordo a equação (A.2).

$$y_{\text{máx}} = \frac{38,8 I_0 h_{\text{eficaz}}}{1,5 CFO} \quad (\text{A.2})$$

A distância mínima y_{min} a partir da qual as descargas atmosféricas não se desviam da linha é calculada a partir da equação (A.3). Assim, r_s e r_g são calculados usando o limite superior do intervalo corrente. Isso é mostrado graficamente na Figura 75.

$$y_{\text{min}} = \sqrt{r_s^2 - (r_g - h_{\text{eficaz}})^2} \quad (\text{A.3})$$

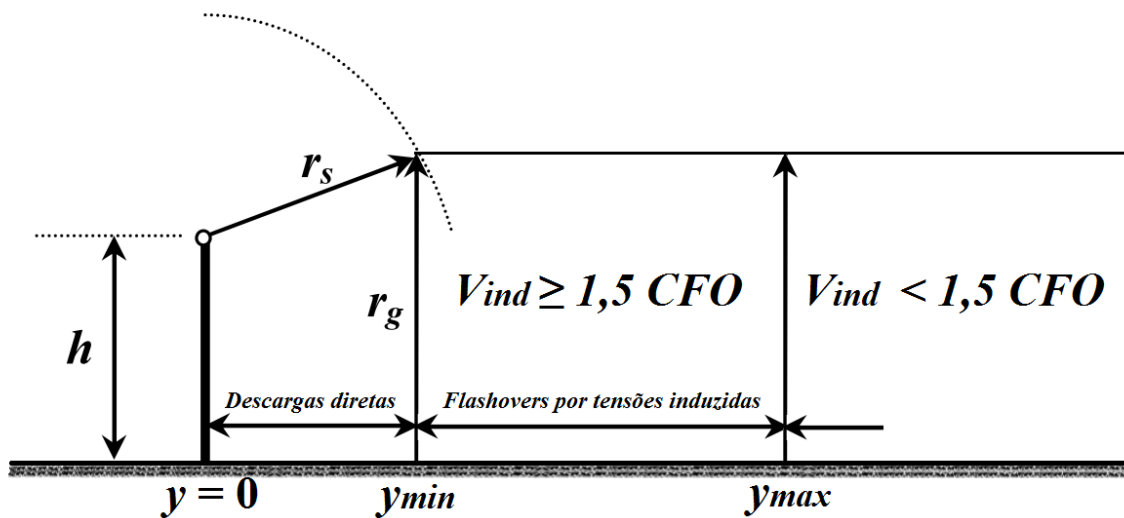


Figura 75. Uso do modelo eletrogeométrico e modelo de Rusck para determinação de descarga de contorno no isolador por descarga direta ou sobretensão induzida.

Na Figura 75 são representadas três regiões bem definidas. A região compreendida entre $y=0$ e y_{min} indica que todas as descargas atmosféricas atingem o cabo da linha de distribuição, sendo uma região susceptível à descarga de contorno nos isoladores por descargas atmosféricas diretas. A região compreendida entre y_{min} e $y_{\text{máx}}$ refere-se às descargas atmosféricas indiretas que geram sobretensões induzidas ($V_{\text{ind}} \geq 1,5 CFO$) e produzem descargas de contorno reversa nos isoladores. As descargas atmosféricas que atingem o solo a uma distância superior a $y_{\text{máx}}$ geram sobretensões induzidas ($V_{\text{ind}} < 1,5 CFO$) que não produzem falhas disruptivas nos isoladores das estruturas.