

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

ANDRÉ DARÓS FILOMENA

**LOCALIZAÇÃO DE
DEFEITOS EM ALIMENTADORES
PRIMÁRIOS SUBTERRÂNEOS:
FORMULAÇÃO ESTENDIDA BASEADA NA
IMPEDÂNCIA APARENTE**

Porto Alegre

2008

ANDRÉ DARÓS FILOMENA

**LOCALIZAÇÃO DE
DEFEITOS EM ALIMENTADORES
PRIMÁRIOS SUBTERRÂNEOS:
FORMULAÇÃO ESTENDIDA BASEADA NA
IMPEDÂNCIA APARENTE**

Dissertação de Mestrado apresentada 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 Mestre em Engenharia Elétrica.

Área de concentração: Automação e Instrumentação Eletroeletrônica

ORIENTADOR: Prof. Dr. Arturo Suman Bretas

Porto Alegre

2008

ANDRÉ DARÓS FILOMENA

**LOCALIZAÇÃO DE
DEFEITOS EM ALIMENTADORES
PRIMÁRIOS SUBTERRÂNEOS:
FORMULAÇÃO ESTENDIDA BASEADA NA
IMPEDÂNCIA APARENTE**

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica e aprovada em sua forma final pelo Orientador e pela Banca Examinadora.

Orientador: _____

Prof. Dr. Arturo Suman Bretas, UFRGS

Doutor pela Virgínia Polytechnic Institute and State University –
Blacksburg, EUA

Banca Examinadora:

Prof. Dr. José Luiz Rezende Pereira, UFJF

Doutor pela University of Manchester – Manchester, Grã-Bretanha

Prof. Dr. Alexandre Sanfelice Bazanella, UFRGS

Doutor pela Universidade Federal de Santa Catarina – Florianópolis, Brasil

Prof. Dr. Roberto Chouhy Leborgne, UFRGS

Doutor pela Chalmers University of Technology – Göteborg, Suécia

Prof. Dr. Roberto Petry Homrich, UFRGS

Doutor pela Universidade Estadual de Campinas – Campinas, Brasil

Coordenador do PPGEE: _____

Prof. Dr. Arturo Suman Bretas

Porto Alegre, Julho de 2008.

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho a aqueles que foram responsáveis pela origem.

Ao exemplo de cada dia.

Aos meus pais.

À Famiglia.

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao meu orientador, professor Dr. Arturo Suman Bretas, pela dedicação, amizade e compreensão demonstrada ao longo deste trabalho. Exemplo de caráter e simplicidade a ser seguido.

Agradeço também aos professores e colegas do Laboratório de Sistemas Elétricos de Potência (LASEP) e do Grupo de Modelagem e Análise de Sistemas de Potência (GMASP), em especial aos Engenheiros Eletricistas Rodrigo H. Salim e Mariana Resener, cujas contribuições a este trabalho são imensuráveis. Não tenho dúvidas que esta foi a melhor equipe com que já trabalhei.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEE) da UFRGS, seus respectivos professores e funcionários, pelo grande incentivo e pela oportunidade e estrutura disponibilizada, além do vasto conhecimento transmitido e amizades construídas.

À Companhia Estadual de Distribuição de Energia Elétrica (CEEE-D), pelo incentivo a esta pesquisa através de projeto de Pesquisa e Desenvolvimento.

À Companhia Estadual de Geração e Transmissão de Energia Elétrica (CEEE-GT), por incentivar a conclusão deste curso de Mestrado.

Também devo agradecer aos colegas da Divisão de Operação e Engenharia do Sistema (DOES) e do Departamento de Proteção e Medição (DPM) da CEEE-GT pela compreensão e esforços realizados para que fosse obtida a liberação para fins de pós-graduação junto à diretoria da CEEE-GT, sem a qual, eu não teria condições de concluir este trabalho.

Finalmente, agradeço ao CNPq pelo apoio financeiro.

RESUMO

O presente trabalho apresenta uma abordagem estendida para o diagnóstico de faltas em sistemas subterrâneos de distribuição de energia. O esquema proposto desenvolve modificações às técnicas de localização de defeitos em sistemas de distribuição aéreos baseadas no cálculo da impedância aparente, adaptando-as para a aplicação em alimentadores primários de topologia subterrânea. Sistemas subterrâneos estão associados à alta confiabilidade, com índices reduzidos de interrupção devido a suas características construtivas, que impedem a ocorrência de perturbações devido a fenômenos climáticos, mecânicos ou humanos. No entanto, as falhas em cabos subterrâneos são tipicamente permanentes, exigindo a substituição da seção de linha defeituosa para o restabelecimento do sistema. De forma distinta às redes aéreas, onde a localização de defeitos pode ser realizada por meio de inspeções visuais, a topologia subterrânea impossibilita a utilização desta abordagem. Embora o processo de digitalização dos esquemas de proteção de alimentadores primários tenha incentivado o desenvolvimento de inúmeras metodologias para a localização de defeitos em redes de distribuição aéreas, características típicas de redes de distribuição subterrâneas não foram contempladas. Nestes sistemas, a aplicação das técnicas desenvolvidas para sistemas aéreos resulta em estimativas errôneas da distância da falta. O esquema proposto visa a superar esta deficiência dos algoritmos de localização tradicionais, adaptando-os às características típicas de redes de distribuição subterrâneas. A formulação desenvolvida se baseia no cálculo da impedância aparente, o qual poderá ser incorporado como sub-rotina de relés de proteção de arquitetura digital. Além de disponibilizar a estimativa da distância da falta, o esquema de localização de defeitos proposto obtém uma estimativa das resistências de falta associadas à perturbação. A metodologia utiliza como dados de entrada os sinais de tensão e corrente referentes aos períodos de pré-falta e durante a perturbação, e propõe uma compensação da componente capacitiva, característica típica e não-desprezível de cabos subterrâneos. De modo a contemplar a existência de ramificações laterais, o esquema de localização propõe a utilização de sistemas radiais equivalentes, determinados a partir de rotinas de fluxo de potência trifásico. Tendo em vista o comportamento randômico do carregamento em sistemas de distribuição, a metodologia propõe, ainda, uma análise do perfil de carga durante o período pré-falta. Para possibilitar uma análise da eficiência do método proposto, testes comparativos com uma técnica de localização de defeitos para redes de distribuição de topologia aérea recentemente proposta foram realizados. De modo a validar o esquema de localização de defeitos proposto, foram executadas inúmeras simulações computacionais a partir de dados reais de um alimentador subterrâneo. O desempenho do esquema de diagnóstico de faltas foi avaliado frente aos aspectos de: resistência de falta, distância da falta, ângulo de incidência de falta, existência de cargas desequilibradas e variações no carregamento do sistema. Os resultados obtidos demonstram a viabilidade da aplicação da metodologia proposta para a localização de defeitos em sistemas de distribuição subterrâneos.

Palavras-chaves: Localização de defeitos, Sistemas de distribuição subterrâneos, Cabos isolados, Sistemas elétricos de potência, Proteção de sistemas de potência.

ABSTRACT

This work presents an extended approach for underground power distribution system fault location. The scheme develops modifications in the proposed impedance-based fault location techniques for overhead distribution systems, adapting it for underground feeders. Underground systems are associated to high reliability, with low interruption rates due to its construction characteristics, which avoid the fault occurrence from climatic, mechanics or human interference. However, the underground cables damages are typically permanent, requesting the damaged line section substitution before system restoration. Fault location on overhead systems can be assisted by visual inspection, on underground system, this approach can not be used. Although the primary feeder protection scheme's digitalization process has stimulated the development of several fault location schemes for overhead feeders, typical underground's system characteristics were not considered. In these systems, the application of the techniques used on overhead systems results in erroneous fault distance estimates. The proposed methodology aims to overcome this limitation of traditional fault location algorithms, adapting it to the typical underground systems characteristics. The proposed formulation is based on the apparent impedance calculation, and can be included as a sub-routine in digital protection relays. Besides the fault distance estimates, the fault diagnosis scheme also calculates the fault resistances associated to each disturbance. The fault location scheme uses as input data the voltage's and current's signals before and during the fault, and also proposes a capacitive current compensation. The fault location technique also proposes the usage of equivalent radial systems, calculated through three-phase load flow techniques, to allow the algorithm coverage on laterals and sub-laterals. Due to the random load profile of distribution systems, the technique develops a load profile analysis during the pre-fault period. In order to provide efficiency analysis of the proposed formulation, comparative tests with a recently proposed fault location technique was realized. To validate the proposed fault location algorithm, several fault simulations were executed using real underground feeder data. The proposed fault location scheme performance was evaluated considering the following aspects: fault resistance, fault distance and inception fault angle. Also, the methodology was analyzed considering different load profiles, including unbalanced loads and load variation. The obtained results demonstrate the applicability of the proposed formulation for fault location in underground distribution systems.

Keywords: Fault location, Underground distribution systems, Isolated cables, Electric power systems, Power system protection.

SUMÁRIO

LISTA DE ILUSTRAÇÕES	11
LISTA DE TABELAS	13
LISTA DE ABREVIATURAS	14
1 INTRODUÇÃO	16
1.1 MOTIVAÇÃO	19
1.2 OBJETIVOS	20
1.3 PROPOSTA	20
1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO	20
2 DISTÚRBIOS EM SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA	21
2.1 FALTAS EM SISTEMAS ELÉTRICOS	23
2.1.1 Modelos de Falhas	25
2.1.2 Resistência de Falta	26
2.1.3 Falhas de Alta Impedância	27
2.2 SOBRETENSÕES TEMPORÁRIAS	29
2.3 SOBRETENSÕES DE MANOBRAS	30
2.4 SOBRETENSÕES ATMOSFÉRICAS	30
2.5 SOBRECORRENTES	31
2.6 CONSIDERAÇÕES FINAIS	32
3 DETECÇÃO DE FALTAS	33
3.1 MÉTODOS CLÁSSICOS DE DETECÇÃO DE FALTAS	33
3.1.1 Sobrecorrente	34
3.1.2 Comparação de Magnitude	34
3.1.3 Comparação Diferencial	34
3.1.4 Comparação de Ângulo de Fase	35
3.1.5 Medida de Distância	35
3.1.6 Conteúdo Harmônico	35
3.1.7 Variação de Frequência	36
3.2 REDES NEURAIS ARTIFICIAIS	36
3.3 ONDAS VIAJANTES	37
3.4 TRANSFORMADA WAVELET	39
3.5 CONSIDERAÇÕES FINAIS	40
4 PROTEÇÃO DE SISTEMAS DE DISTRIBUIÇÃO	41
4.1 PROTEÇÃO DE LINHAS DE DISTRIBUIÇÃO	42
4.1.1 Elos-Fusíveis	43
4.1.2 Religador Automático	44
4.1.3 Seccionador Automático	44
4.1.4 Relés de Sobrecorrente	44
4.1.5 Relés Numéricos	46
4.2 PROTEÇÃO DE LINHAS SUBTERRÂNEAS DE DISTRIBUIÇÃO	49
4.2.1 Chaves Pedestal	49

4.3	COORDENAÇÃO DO ESQUEMA DE PROTEÇÃO	49
4.4	CONSIDERAÇÕES FINAIS	50
5	MODELAGEM DE LINHAS DE DISTRIBUIÇÃO	51
5.1	MODELAGEM DE LINHAS DE DISTRIBUIÇÃO POR PARÂMETROS	
	CONCENTRADOS	52
5.1.1	Parâmetros Concentrados	52
5.1.2	Equações de Carson.....	54
5.1.3	Impedância Série de Linhas de Distribuição Aéreas.....	57
5.1.4	Impedância Série de Linhas de Distribuição Subterrâneas	58
5.1.5	Admitância <i>Shunt</i> de Linhas de Distribuição Aéreas.....	61
5.1.6	Admitância <i>Shunt</i> de Cabos Subterrâneos com Neutro Concêntrico	62
5.1.7	Admitância <i>Shunt</i> de Cabos Subterrâneos com Fita de Blindagem	63
5.1.8	Modelos de Linhas de Distribuição	63
5.2	MODELAGEM DE LINHAS POR PARÂMETROS DISTRIBUÍDOS	65
5.2.1	Modelo J. Martí (FD)	65
5.2.2	Modelo L. Martí (FDQ).....	67
5.3	CONSIDERAÇÕES FINAIS	68
6	LOCALIZAÇÃO DE FALTAS	69
6.1	LOCALIZAÇÃO DE FALTAS EM LINHAS DE TRANSMISSÃO	69
6.2	LOCALIZAÇÃO DE FALTAS EM LINHAS DE DISTRIBUIÇÃO	71
6.2.1	Modelos Baseados em Impedância Aparente.....	73
6.2.2	Método de Lee <i>et al.</i> (2004) para a Localização de Defeitos em SDE	74
6.2.3	Influência da Resistência de Falta e da Corrente de Carga	76
6.2.4	Influência de Ramificações Laterais	78
6.3	LOCALIZAÇÃO DE FALTAS EM LINHAS DE DISTRIBUIÇÃO SUBTERRÂNEAS ...	79
6.4	CONSIDERAÇÕES FINAIS	80
7	METODOLOGIA DE LOCALIZAÇÃO PROPOSTA	82
7.1	CONSIDERAÇÕES INICIAIS	82
7.2	ESTRUTURA GERAL	82
7.3	AQUISIÇÃO DE DADOS	83
7.4	DETECÇÃO DE FALTAS	84
7.5	EXTRAÇÃO DAS COMPONENTES FUNDAMENTAIS	84
7.5.1	Componente DC Decrescente	84
7.5.2	Filtro de Fourier.....	85
7.5.3	Circuito <i>mimic</i>	86
7.5.4	Filtro de Fourier Modificado	86
7.6	ESTIMATIVA DA DISTÂNCIA DA FALTA	87
7.6.1	Formulação Matemática.....	87
7.6.2	Estimativa da Corrente Capacitiva e da Corrente de Falta.....	94
7.6.3	Estimativa de Tensões e Correntes.....	98
7.7	DETERMINAÇÃO DOS SISTEMAS EQUIVALENTES	99
7.7.1	Fluxo de Potência Trifásico.....	101
7.7.2	Determinação dos Sistemas Equivalentes	103
7.8	ANÁLISE DO PERFIL DE CARGA	106
7.9	VISÃO GERAL DA METODOLOGIA DE LDF PROPOSTA	107
7.10	CONSIDERAÇÕES FINAIS	108
8	ESTUDO DE CASO	110
8.1	SISTEMA TESTE	111
8.2	SIMULAÇÕES NO EMTP-RV	112

8.3	CONDIÇÕES DE TESTE	113
8.4	DETERMINAÇÃO DA IMPEDÂNCIA E ADMITÂNCIA DE LINHA	114
8.5	SISTEMAS EQUIVALENTES	115
8.6	CONSIDERAÇÕES FINAIS	116
9	ANÁLISE DE RESULTADOS	117
9.1	RESULTADOS DO MÉTODO DE LEE (2004)	117
9.1.1	Influência da Resistência de Falta	120
9.1.2	Influência da Distância da Falta	121
9.1.3	Influência do Tipo de Falta	121
9.1.4	Influência da Combinação de Fases na Falta	121
9.1.5	Influência do Efeito Capacitivo	122
9.1.6	Análise Geral do Método de Lee <i>et al.</i> (2004)	122
9.2	RESULTADOS DO MÉTODO DE LOCALIZAÇÃO PROPOSTO	123
9.2.1	Influência da Resistência de Falta	123
9.2.2	Influência da Distância da Falta	124
9.2.3	Influência do Tipo de Falta	128
9.2.4	Influência da Combinação de Fases na Falta	128
9.2.5	Influência do Ângulo de Incidência de Falta	129
9.2.6	Influência do Carregamento do Sistema	129
9.2.7	Análise Geral do Método de LDF Proposto	134
9.3	RESULTADOS DA ESTIMATIVA DA RESISTÊNCIA DE FALTA	135
9.3.1	Influência da Resistência de Falta	135
9.3.2	Influência da Distância da Falta	137
9.3.3	Influência do Tipo de Falta	139
9.3.4	Influência da Combinação de Fases na Falta	139
9.3.5	Influência do Ângulo de Incidência de Falta	139
9.3.6	Influência do Carregamento do Sistema	139
9.3.7	Análise Geral da Estimativa da Resistência de Falta Proposta	142
9.4	ESTIMATIVA DA LOCALIZAÇÃO DO DEFEITO X ESTIMATIVA DA RESISTÊNCIA DE FALTA	142
9.5	CONSIDERAÇÕES FINAIS	144
10	CONCLUSÕES	145
10.1	SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS	147
	ANEXO A – REDUÇÃO DE KRON	148
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	150

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1: Topologia básica de sistema elétrico de potência (PANSINI, 2005).....	16
Figura 2: Construção de rede subterrânea através de banco de dutos.....	17
Figura 3: Caixa de inspeção em rede de distribuição subterrânea.....	17
Figura 4: Formas de onda de fenômenos eletromagnéticos em sistemas elétricos.....	22
Figura 5: Espectros de frequências típicos de distúrbios em sistemas de potência.....	23
Figura 6: Formas típicas do fenômeno <i>water-treeing</i>	24
Figura 7: Modelos básicos de faltas.....	26
Figura 8: Modelos de Falta de Alta Impedância (FAI).....	28
Figura 9: Forma de onda e espectro de frequência de FAI.....	28
Figura 10: Sobretensão temporária por rejeição de carga.....	29
Figura 11: Modelo de descarga atmosférica.....	31
Figura 12: Comparação de magnitude entre duas linhas paralelas.....	34
Figura 13: Comparação diferencial para uma linha de transmissão.....	34
Figura 14: Diagrama de blocos dos elementos funcionais de sistemas de proteção.....	42
Figura 15: Esquema básico de proteção de linhas de distribuição.....	42
Figura 16: Operação de elo-fusível (SHORT, 2004).....	43
Figura 17: Curvas de fusão de elos-fusíveis.....	43
Figura 18: Exemplo de coordenação em SDE através de relés de sobrecorrente.....	46
Figura 19: Diagrama de blocos de relé digital (PHADKE; THORP, 1993).....	48
Figura 20: Chave do tipo pedestal isolada a óleo.....	49
Figura 21: Condutores i e j e suas imagens i' e j'	55
Figura 22: Modelo para as equações de Carson.....	56
Figura 23: Condutor subterrâneo com neutro concêntrico.....	58
Figura 24: Condutor subterrâneo com fita de blindagem (<i>tape shielded cable</i>).....	58
Figura 25: Modelo π -nominal.....	64
Figura 26: Modelo de linha RL.....	64
Figura 27: Linha de transmissão com circuitos equivalentes em cada terminal.....	66
Figura 28: Circuito equivalente do modelo de linha entre os nós k e m	67
Figura 29: Magnitude dos elementos da 3ª coluna da matriz Q (DOMMEL, 1995).....	68
Figura 30: Sistema radial equivalente (LEE et al., 2004).....	74
Figura 31: Sistema radial com cargas intermediárias (LEE et al., 2004).....	76
Figura 32: Diagrama unifilar para análise do efeito da resistência de falta.....	77
Figura 33: Efeito da resistência de falta e da componente reativa.....	78
Figura 34: Indicadores luminosos de falta de sistemas subterrâneos.....	78
Figura 35: Ponte resistiva para LDF de cabos subterrâneos.....	79
Figura 36: Diagrama de blocos simplificado do esquema de localização.....	83
Figura 37: Circuito RL série.....	84
Figura 38: Circuito <i>mimic</i>	86
Figura 39: Falta fase-terra (A-g).....	89
Figura 40: Falta fase-fase (BC).....	91
Figura 41: Falta fase-fase-terra (BC-g).....	92
Figura 42: Falta trifásica (ABC-g).....	93
Figura 43: Diagrama de fluxo do algoritmo para estimativa da corrente de carga.....	97
Figura 44: Modelos simplificados para faltas fase-fase-terra.....	98
Figura 45: Sistema radial com cargas intermediárias.....	98
Figura 46: Algoritmo de busca iterativa e estimativa dos fasores de tensão e corrente.....	100
Figura 47: Alimentador primário com ramificações laterais.....	100

Figura 48: Segmento de linha trifásico para exemplificação das leis de Kirchoff.....	102
Figura 49: Algoritmo do fluxo de potência trifásico.....	105
Figura 50: Visão geral do esquema completo de LDF proposto.....	108
Figura 51: Interface gráfica do EMTP-RV.....	110
Figura 52: Diagrama unifilar do alimentador PL1.....	111
Figura 53: Disposição dos cabos 750 MCM e 4/0 AWG no alimentador PL1.....	112
Figura 54: Sistema equivalente #1.....	115
Figura 55: Sistema equivalente #2.....	116
Figura 56: Sistema equivalente #3.....	116
Figura 57: Sistema equivalente #4.....	116
Figura 58: Resultados do método de Lee para faltas A-g.....	119
Figura 59: Resultados do método de Lee para faltas AC-g.....	119
Figura 60: Resultados do método de Lee para faltas AC.....	120
Figura 61: Resultados do método de Lee para faltas trifásicas.....	120
Figura 62: Efeito da componente capacitiva no método de Lee.....	122
Figura 63: Resultados para faltas A-g do método de LDF proposto.....	125
Figura 64: Resultados para faltas B-g do método de LDF proposto.....	125
Figura 65: Resultados para faltas C-g do método de LDF proposto.....	126
Figura 66: Resultados para faltas AB-g do método de LDF proposto.....	126
Figura 67: Resultados para faltas BC-g do método de LDF proposto.....	126
Figura 68: Resultados para faltas AC-g do método de LDF proposto.....	127
Figura 69: Resultados para faltas AB do método de LDF proposto.....	127
Figura 70: Resultados para faltas BC do método de LDF proposto.....	127
Figura 71: Resultados para faltas AC do método de LDF proposto.....	128
Figura 72: Resultados para faltas ABC-g do método de LDF proposto.....	128
Figura 73: Estimativas da resistência de falta para faltas A-g.....	138
Figura 74: Estimativas da resistência de falta da fase <i>b</i> para faltas BC-g.....	138
Figura 75: Estimativas da resistência de falta da fase <i>c</i> para defeitos do tipo AC.....	138
Figura 76: Estimativas da resistência de falta da fase <i>a</i> para defeitos trifásicos.....	139
Figura 77: Segmento de linha com 4 condutores.....	149

LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Vantagens de redes aéreas e subterrâneas.	18
Tabela 2: Classificação da magnitude de distúrbios em sistemas elétricos.....	21
Tabela 3: Aplicações típicas de redundâncias em sistemas elétricos.....	25
Tabela 4: Valores típicos para corrente de falta de FAIs.	28
Tabela 5: Guia para modelagem de linhas aéreas.....	52
Tabela 6: Constante ωk	56
Tabela 7: Resistividade típica de solos.....	57
Tabela 8: Distâncias equivalentes entre os condutores de neutro concêntrico.....	60
Tabela 9: Distâncias equivalentes entre os condutores com fita de blindagem.....	61
Tabela 10: Valores típicos de permissividade relativa.	63
Tabela 11: Relação de número de seções para diferentes faixas de frequências.....	64
Tabela 12: Dados de linha do alimentador PL1.	111
Tabela 13: Dados de carga do alimentador PL1.....	112
Tabela 14: Segmentos de linha do alimentador PL1.....	113
Tabela 15: Perfis de carga analisados do Sistema PL1.	114
Tabela 16: Resultados do método de Lee <i>et al.</i> (2004).	118
Tabela 17: Influência do ângulo de incidência de falta no método proposto.	123
Tabela 18: Resultados para a condição de carga desequilibrada.....	130
Tabela 19: Resultados do método de LDF para a condição de aumento de carga.....	131
Tabela 20: Resultados do método proposto para a condição de redução da carga.....	133
Tabela 21: Resultados das estimativas de resistências de falta para defeitos fase-terra e fase-fase.....	136
Tabela 22: Erros médios para a estimativa das resistências de falta para defeitos fase-fase-terra e trifásicos.....	136
Tabela 23: Máximos erros para as estimativas das resistências de falta para defeitos fase-fase-terra e trifásicos.....	137
Tabela 24: Resultados das estimativas de resistência de falta para defeitos do tipo fase-terra e fase-fase para carga desequilibrada.	140
Tabela 25: Resultados das estimativas de resistências de falta para defeitos fase-fase-terra e trifásicos para carga desequilibrada.....	140
Tabela 26: Resultados das estimativas de resistências de falta para faltas fase-terra e fase-fase em condição de aumento de carga.....	141
Tabela 27: Resultados das estimativas de resistências de falta para defeitos fase-fase-terra e trifásicos em condição de aumento de carga.	141
Tabela 28: Resultados das estimativas de resistências de falta para faltas fase-terra e fase-fase em condição de redução de carga.....	141
Tabela 29: Resultados das estimativas de resistências de falta para faltas fase-fase-terra e trifásicas em condição de redução de carga.	142

LISTA DE ABREVIATURAS

1LA	1 Linha aberta
2LA	2 Linhas abertas
3LA	3 Linhas abertas
A/D	analógico-digital
AB	falta AB
ABC	falta trifásica
ABC-g	falta trifásica a terra
AB-g	falta AB-terra
AC	falta AC
AC-g	falta AC-terra
A-g	falta A-terra
ANEEL	Agência Nacional de Energia Elétrica
ATP	<i>Alternative Transients Program</i>
BC	falta BC
BC-g	falta BC-terra
B-g	falta B-terra
BPA	<i>Bonneville Power Administration</i>
C	capacitância
CA	corrente alternada
CEEE-D	Companhia Estadual de Distribuição de Energia Elétrica
CEEE-GT	Companhia Estadual de Geração e Transmissão de Energia Elétrica
C-g	falta C-terra
DEC	Duração Equivalente de Interrupção por Unidade Consumidora
DIC	Duração de Interrupção Individual por Unidade Consumidora
DMIC	Duração Máxima de Interrupção Contínua por Unidade Consumidora
DFT	transformada discreta de Fourier
EAT	extra alta tensão
EMTP	<i>Electromagnetic Transients Program</i>

EPR	Etileno Propileno
FAI	falta de alta impedância
FPT	fluxo de potência trifásico
G	condutância
GMR	raio geométrico médio
GPS	<i>global positioning system</i>
IEC	<i>International Electrotechnical Comission</i>
IED	<i>intelligent electronic device</i>
L	indutância
LDF	localização de defeitos
p.u.	por unidade
PAL 4	Porto Alegre 4
PL1	Particular Leste 1
RDP	registrador de perturbações
RDS	rede de distribuição subterrânea
R_F	resistência de falta
RNA	rede neural artificial
RSS	ressonância sub-síncrona
SCADA	<i>supervisory control and data acquisition</i>
SDE	sistema de distribuição de energia
SEP	sistema elétrico de potência
SIN	sistema interligado nacional
SPDA	sistemas de proteção contra descargas atmosféricas
TW	transformada Wavelet
TWC	transformada Wavelet contínua
TWD	transformada Wavelet discreta
TWE	transformada Wavelet estacionária
XLPE	Polietileno Reticulado

1 INTRODUÇÃO

Sistemas de distribuição de energia (SDE) é como se denomina a infra-estrutura utilizada para a transferência da energia elétrica a partir dos sistemas de transmissão até os consumidores atendidos em níveis de tensão que variam de algumas centenas de volts a dezenas de quilovolts (SHORT, 2004). Em função da incapacidade do armazenamento da energia elétrica, bem como da necessidade de seu fornecimento em níveis mínimos de continuidade, estabilidade e qualidade, os sistemas elétricos de potência (SEP) utilizam arquiteturas complexas com base em equipamentos de elevado custo agregado.

A topologia básica de um sistema elétrico de potência é ilustrada na Figura 1, obtida de (PANSINI, 2005). Nesta representação, a energia elétrica é gerada e entregue aos sistemas de transmissão, os quais elevam a tensão para níveis de alta e extra-alta tensão através de subestações de transmissão, permitindo o transporte da energia até os centros de consumo ou a grandes consumidores industriais com baixos índices de perdas. Próximo a estes centros, ocorre a redução da tensão para níveis de subtransmissão, atendendo os consumidores de médio porte e aos sistemas de distribuição. Finalmente, as subestações de distribuição têm como atribuição básica o fornecimento da energia elétrica a partir de alimentadores primários aos consumidores atendidos em níveis de média tensão e aos transformadores de distribuição, para o consumo em baixa tensão (SHORT, 2004).

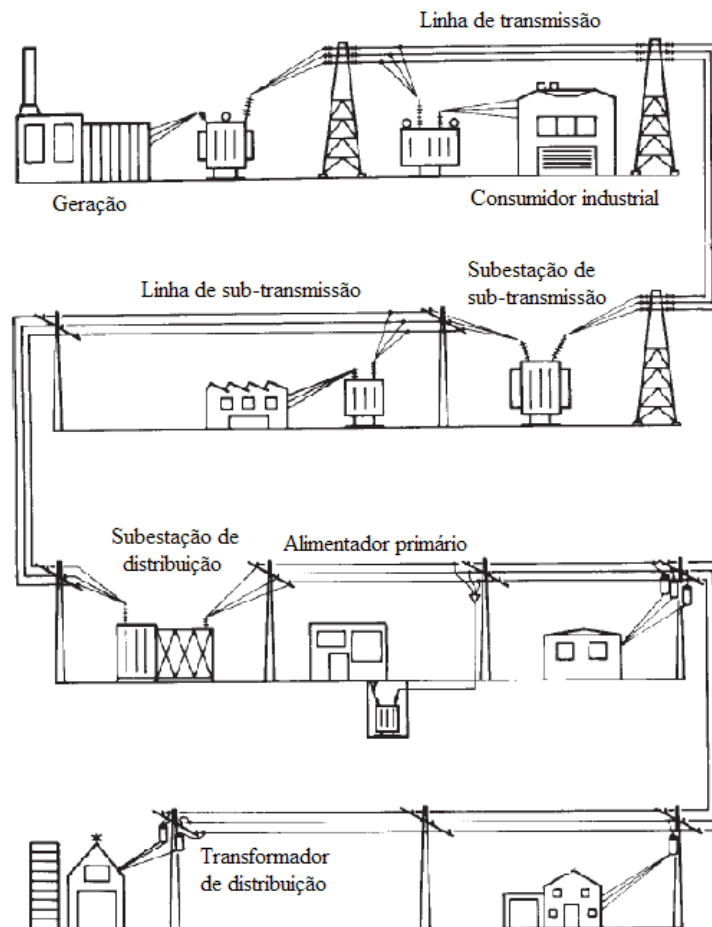


Figura 1: Topologia básica de sistema elétrico de potência (PANSINI, 2005).

Alimentadores primários, ou linhas de distribuição são elementos comuns às redes de energia elétrica e estão presentes em grande número em uma mesma subestação, atendendo a diversos consumidores a partir de uma única fonte. Tais elementos são compostos por linhas trifásicas radiais, com um elevado nível de capilaridade, devido a ramificações laterais e sublaterais ao longo de seu comprimento. Essas ramificações podem ser trifásicas ou, ainda, compostas por apenas uma ou duas fases.

A topologia construtiva de alimentadores primários pode ser aérea ou subterrânea. Sistemas aéreos representam grande parte das redes de distribuição urbanas e rurais construídas no Brasil, em função de sua facilidade construtiva, menores custos envolvidos e da facilidade de manutenção. Neste caso, os condutores são suspensos por postes junto às ruas e avenidas, visando a impedir o contato da linha energizada com os transeuntes. Por sua vez, as redes subterrâneas estão intimamente associadas a aplicações em grandes centros urbanos, com elevada densidade populacional e elevado consumo de energia elétrica, exigindo, neste caso, maiores índices de confiabilidade. Neste contexto, o emprego de redes aéreas torna-se usualmente impossível, em função da necessidade de um grande número de circuitos para o atendimento da carga ou até da indisponibilidade de espaço físico para a instalação de postes e a suspensão das redes. Em redes de distribuição subterrâneas (RDS), são utilizados cabos e equipamentos totalmente isolados, permitindo a operação submersa. Os condutores subterrâneos podem ser diretamente enterrados no solo ou, como é preferencialmente realizado, instalado através de bancos de dutos, conforme ilustrado na Figura 2. Por sua vez, equipamentos, como transformadores e conexões, são instalados em câmaras de inspeção localizadas sob as ruas e avenidas dos centros urbanos, vide Figura 3. A Tabela 1, obtida de (SHORT, 2004), descreve algumas das principais vantagens relativas à aplicação de redes aéreas ou subterrâneas.



Figura 2: Construção de rede subterrânea através de banco de dutos.



Figura 3: Caixa de inspeção em rede de distribuição subterrânea.

Tabela 1: Vantagens de redes aéreas e subterrâneas.

Rede aérea	Rede subterrânea
Baixo custo associado, especialmente custo inicial Vida útil entre 30 e 50 anos	Impacto visual reduzido Vida útil entre 20 e 40 anos
Curta duração de interrupções devido à facilidade de localização de faltas e reparo	Reduzidas chances para contato de pessoas não-autorizadas com a rede energizada
Maior capacidade de sobrecarga	Baixo índice de interrupções de curta e longa duração
	Baixo custo de manutenção
	Menor queda de tensão ao longo do comprimento da linha

Fonte: SHORT, 2000.

Para o consumidor, os sistemas de potência apresentam um comportamento que caracteriza o fornecimento de energia elétrica de forma contínua e estável. No entanto, os elementos que compõem o SDE estão sujeitos a perturbações de natureza estocástica. Variações elevadas de carga, contato indevido de humanos, de animais ou da vegetação com o elemento energizado e também falhas de equipamentos são algumas das possíveis causas de perturbações. No entanto, os sistemas elétricos de potência têm como principal causa de perturbações, a ocorrência de descargas atmosféricas. Para a preservação da integridade física do equipamento, bem como de transeuntes próximos aos defeitos, estes são detectados e eliminados automaticamente pelos esquemas de proteção. Todavia, a adoção de medidas corretivas em alimentadores primários implica a interrupção do fornecimento de energia a um grupo de consumidores. Tendo em vista a redução do tempo de interrupção, são usualmente adotadas práticas de religamento automático, propiciando o restabelecimento do sistema de forma veloz para distúrbios provocados por eventos de natureza transitória, como descargas atmosféricas.

No contexto de interrupções provocadas por faltas permanentes, o restabelecimento do sistema torna-se dependente das equipes de manutenção, as quais deverão efetuar o deslocamento ao local da rede, localizar a falha e reparar o equipamento defeituoso no menor intervalo de tempo possível. Neste caso, a existência de fatores como dificuldade de acesso, condições climáticas e de visibilidade adversas, e linhas com características de longa extensão e alto índice de ramificações, implicam o retardo do processo de reparo e do restabelecimento do sistema. Nessas condições, as concessionárias de energia elétrica tornam-se penalizadas perante cinco aspectos:

1. Perda de receita em função do desligamento não-programado.
2. Redução dos indicadores de qualidade – como: Duração Equivalente de Interrupção por Unidade Consumidora (DEC), Duração de Interrupção Individual por Unidade Consumidora (DIC) e Duração Máxima de Interrupção Contínua por Unidade Consumidora (DMIC) –, possibilitando a ocorrência de penalizações por parte dos órgãos reguladores, como a Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL).
3. Aumento do grau de insatisfação do consumidor.
4. Comprometimento da imagem da empresa distribuidora de energia elétrica.
5. Necessidade de um grande número de equipes de manutenção para as tarefas de localização do defeito e reparo do elemento danificado.

1.1 MOTIVAÇÃO

Considerando a topologia tipicamente radial de redes distribuição, a existência de defeitos permanentes em alimentadores primários resulta em um elevado número de consumidores afetados. De modo a minimizar este impacto, é comum a utilização de diferentes elementos de proteção ao longo da linha, os quais deverão atuar de forma seletiva e coordenada, interrompendo apenas o trecho de linha defeituoso. No entanto, mesmo em situações onde apenas um grupo de consumidores se encontra com o fornecimento interrompido em função de falhas permanentes, o tempo de atuação das equipes de manutenção deve ser mínimo.

Segundo (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS, 2005), as seguintes abordagens têm sido historicamente utilizadas para auxiliar na determinação da localização do defeito:

- equipamentos microprocessados;
- programas de análise de curto-circuito;
- ligações telefônicas de consumidores;
- inspeção visual de linhas.

Neste contexto, a existência de técnicas automáticas de localização de defeitos (LDF) permite aperfeiçoar o processo de manutenção corretiva através da redução do tempo relativo à etapa de localização da falha. Ainda, no caso de faltas transitórias recorrentes, as estimativas da localização da falha auxiliam na execução de manutenções preventivas. Neste caso, são realizadas atividades como inspeções em cadeias de isoladores e pontos de conexão, e emendas em cabos subterrâneos ou, ainda, poda de árvores.

Conforme será apresentado ao longo desta dissertação, uma elevada variedade de métodos de localização de defeitos tem sido estudada pela comunidade científica, visando à aplicação em sistemas de transmissão e distribuição de energia elétrica. Entre as diferentes técnicas propostas, destacam-se as metodologias baseadas no cálculo da impedância aparente, ondas viajantes e da aplicação de técnicas de inteligência artificial, como redes neurais artificiais (RNA).

Embora os fundamentos teóricos das técnicas de LDF propostas para a aplicação em linhas de transmissão e alimentadores primários sejam compartilhados, características específicas a cada aplicação exigem o uso de abordagens distintas. Dentre as características típicas de sistemas de distribuição, as quais orientam a definição da abordagem utilizada, destacam-se (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS, 2005):

- a operação em tensão inferior às linhas de transmissão;
- a topologia usualmente radial;
- a medição em apenas 1 ponto do sistema;
- a topologia tipicamente desequilibrada;
- a existência de cargas intermediárias;
- a existência de diferentes tipos de condutores ao longo de seu comprimento;
- o comportamento randômico da carga ao longo do tempo.

Apesar dos crescentes esforços relacionados ao desenvolvimento de algoritmos computacionais para a localização automática de defeitos em sistemas de distribuição, a localização de defeitos em sistemas subterrâneos não tem sido objeto de intensa pesquisa. Neste caso, em face da impossibilidade de serem executadas inspeções visuais em RDS, a determinação do local da falha tem sido realizada pelas equipes de manutenção através de técnicas clássicas do tipo pré-localização e apontamento, as quais são realizadas em campo e caracterizadas por sua baixa eficiência, retardando o processo de restabelecimento do serviço.

1.2 OBJETIVOS

Esta dissertação tem como objetivo o desenvolvimento de um esquema automático para a localização de defeitos em sistemas de distribuição subterrâneos. A formulação proposta é baseada no cálculo da impedância aparente, calculada a partir dos sinais de tensão e corrente, medidos na subestação do sistema. A metodologia consiste em um algoritmo iterativo que poderá ser incorporado de forma genérica em relés de proteção de arquitetura digital, exigindo, como dados de entrada, além dos sinais de tensão e corrente, informações relativas à topologia do sistema, como os dados de linha e das cargas nominais em cada barra do sistema.

1.3 PROPOSTA

O esquema de localização proposto tem como base o trabalho original de (LEE et al., 2004). Este trabalho foi proposto para a localização de defeitos em sistemas de distribuição de energia a partir do cálculo da impedância aparente, através das componentes fundamentais dos sinais de tensão e corrente medidos em apenas um terminal. A formulação proposta nesta dissertação estende o trabalho de (LEE et al., 2004) para sistemas subterrâneos de distribuição de energia, para todos os tipos de falta, considerando variações de carga. A formulação é desenvolvida em grandezas de fase, de modo a representar, de forma fidedigna, as características desequilibradas de SDE. O esquema proposto permite a localização de defeitos em sistemas de distribuição subterrâneos com a existência de ramificações laterais. Neste caso, são utilizados sistemas equivalentes para a representação de cada ramificação não-analisada, os quais são calculados através de uma rotina computacional de fluxo de potência trifásico, baseado nas condições do período pré-falta do sistema. De modo a considerar as variações randômicas dos blocos de carga, o algoritmo propõe, ainda, a utilização de uma rotina computacional para a compensação da variação do carregamento do sistema. Como dados de saída, o algoritmo disponibiliza as estimativas referentes à distância da falta, bem como das resistências da falta envolvidas na perturbação. O esquema de LDF é considerado do tipo *off-line*, sendo executado após a eliminação da falta por parte dos sistemas de proteção e pode ser implementado como sub-rotina de relés digitais ou, ainda, em *hardware* específico.

1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO

A seqüência desta dissertação é composta pelos seguintes tópicos: o Capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica sobre perturbações típicas em sistemas elétricos de potência. O Capítulo 3 apresenta uma revisão bibliográfica sobre o estado-da-arte em detecção de faltas. O Capítulo 4 introduz aspectos relacionados à proteção de sistemas de distribuição. Um estudo sobre a modelagem de linhas de distribuição é realizado no Capítulo 5. O Capítulo 6 descreve uma revisão bibliográfica sobre o estado-da-arte em localização de defeitos em sistemas elétricos de potência. A fundamentação matemática do esquema de localização de defeitos para sistemas de distribuição subterrâneos proposta é descrita em detalhes no Capítulo 7. O sistema teste e as considerações referentes aos estudos de caso realizados para a validação da metodologia de LDF são expostos no Capítulo 8. No Capítulo 9, são apresentados e discutidos os resultados comparativos obtidos através do esquema proposto e para o método de (LEE et al., 2004). Concluindo, as considerações finais e as sugestões de trabalhos futuros são realizadas no Capítulo 10.

2 DISTÚRBIOS EM SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA

Sistemas elétricos de potência estão constantemente expostos a distúrbios de naturezas aleatórias. Estas perturbações podem resultar em desligamento de componentes do sistema elétrico ou produzir valores inaceitáveis de tensão, corrente ou frequência. Conforme (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS, 2000), a definição de distúrbios compreende as situações onde há uma variável indesejável aplicada a um sistema, a qual tende a afetar adversamente o valor de uma variável controlada. A magnitude desses distúrbios pode ser classificada como de pequenas ou grandes proporções, e sua origem pode estar relacionada às causas sistêmicas, ou devido à carga, conforme descrito na Tabela 2, disponível em (ANDERSON, 1999).

Tabela 2: Classificação da magnitude de distúrbios em sistemas elétricos.

Magnitude do distúrbio	Tipo de distúrbio			
	Distúrbios por carga		Distúrbios sistêmicos	
	Causa	Efeito	Causa	Efeito
Pequena	Ciclo de carga diário	Erro na frequência	Desligamento de carga	Pequena sobrefrequência
	Pequena sobrecarga	Desvios de tensão	Equipamento fora de operação	Possível perda de carga
	Flutuação de carga randômica	Oscilações espontâneas	Varição brusca de carga	Oscilações sustentadas
Grande	Geração superior à carga	Desvios na frequência	Faltas no sistema	Perda de elementos de rede
	Congelamento de usinas térmicas	Erro no horário de sincronismo	Usinas fora de operação	Perda de carga
	Reservas inadequadas	Baixo nível de tensão	Linhas fora de operação	Desligamento de unidades
	Sobrecarga de circuitos	Perda de usinas auxiliares	Eventos naturais destrutivos	Desligamentos em cascata/ilhamento
		Desligamento forçado de usinas		Instabilidade
		Desligamento forçado de linhas		Blecautes

Fonte: Anderson, 1999.

Perturbações suficientemente severas podem ocasionar grandes blecautes e falhas em cascata (CROW; GROSS; SAUER, 2003). Tais distúrbios podem, ainda, resultar em impactos frente aos diferentes quesitos relacionados à operação de sistemas elétricos – como controle de tensão, estabilidade e fluxo de potência – influenciando diretamente nos indicadores de qualidade de energia.

Em função da característica interligada de sistemas elétricos de grande porte – como o Sistema Interligado Nacional (SIN) –, os efeitos relacionados às perturbações não podem ser considerados como restritos às conseqüências locais. Neste caso, existe a possibilidade da propagação dos efeitos do distúrbio, afetando a qualidade da energia fornecida em regiões eletricamente distantes. Para evitar a ocorrência dessas propagações, é fundamental a utiliza-

ção de sistemas de proteção adequados, os quais têm como funções básicas detectar e isolar as perturbações no menor intervalo de tempo possível.

Segundo (DUGAN; MCGRANAGHAN; BEATY, 1997), quatro premissas básicas justificam o crescente número de estudos relacionados à qualidade de energia elétrica:

1. Maior sensibilidade das cargas atuais perante as perturbações em SEP.
2. Elevação significativa do conteúdo harmônico em sistemas de potência.
3. Maior interesse do consumidor sobre os relatórios de qualidade de energia.
4. Aumento do número de elementos interligados.

As causas de perturbações em SEP podem ser classificadas como internas ou externas. Como exemplo de causas internas é possível citar: manobras operacionais; rompimento de condutores; e falhas de equipamentos. As faltas ocasionadas por fontes naturais, como, por exemplo, descargas atmosféricas, vento e queda de árvores, por sua vez, são definidas como causas externas (ARAÚJO, NEVES, 2005; BLACKBURN, 1998).

A identificação dos fenômenos associados a cada tipo de perturbação pode ser realizada através das características associadas às formas de onda dos sinais de tensão e corrente, conforme ilustrado pela Figura 4, obtida de (DELMONT FILHO, 2003).

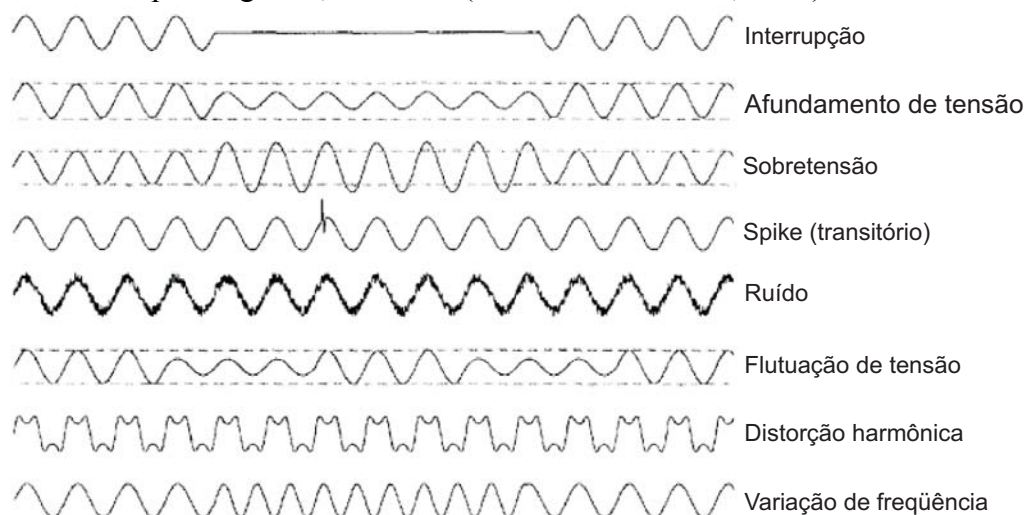


Figura 4: Formas de onda de fenômenos eletromagnéticos em sistemas elétricos.

Devido à natureza diversificada de distúrbios em SEP, o domínio de tempo associado a estas perturbações pode variar de nanossegundos, como os provocados pela operação de subestações isoladas a gás SF₆, até minutos, para oscilações mecânicas de grupos geradores (ARAÚJO; NEVES, 2005). Deste modo, a caracterização dos tipos de perturbações também pode ser determinada através da segregação dos espectros de frequência, conforme ilustrado na Figura 5 (D’AJUZ, 1987).

Conforme (BOLLEN, 2000), os fenômenos relacionados à qualidade de energia elétrica estão concentrados aos desvios da tensão e da corrente em relação às suas formas de ondas ideais. Esses distúrbios são classificados como variações de tensão ou corrente e eventos. As variações dos sinais de tensão ou corrente representam pequenas oscilações em relação aos seus valores nominais e são monitoradas constantemente pelos sistemas supervisórios. No entanto, desvios significativos a estes sinais são denominados “eventos”. Nesta categoria, enquadram-se faltas, aberturas de disjuntores e correntes de *inrush*¹, cujos sinais de tensão e corrente são gravados durante a perturbação por registradores de perturbações (RDP) instalados nas subestações.

¹ Corrente transitória de energização de transformadores.

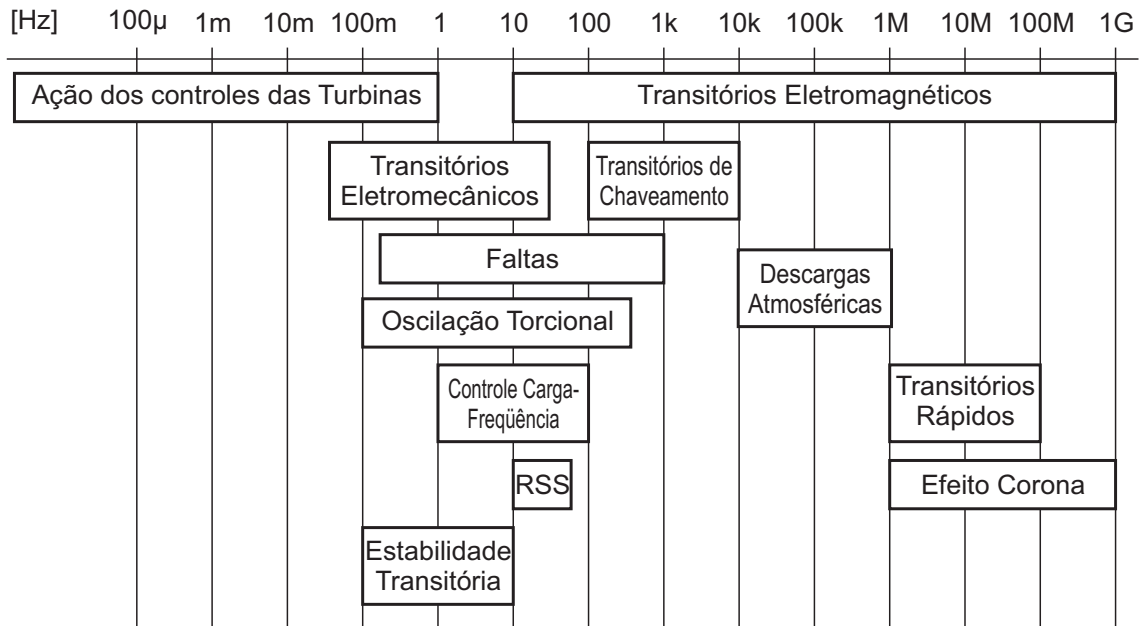


Figura 5: Espectros de frequências típicos de distúrbios em sistemas de potência.

Neste capítulo, serão abordados os distúrbios típicos encontrados em sistemas de potência. Serão caracterizadas estas perturbações, além de analisadas as causas, conseqüências e técnicas para minimizar a ocorrência destes fenômenos.

2.1 FALTAS EM SISTEMAS ELÉTRICOS

Dentre os diversos tipos de distúrbios existentes em sistemas elétricos de potência, as faltas, classificadas como fenômenos de baixa frequência, constituem a classe de perturbações que esta dissertação visa a contemplar.

A condição nominal de operação de sistemas de potência é caracterizada pelo equilíbrio entre as três fases do sistema. No entanto, incidentes indesejáveis e de natureza estocástica podem interromper essa condição de operação. Caso a isolação de um sistema falhe em um ponto, ou um elemento condutor entre em contato com componentes energizados, tem-se como resultado um curto-circuito ou a falta (GROSS, 1986).

Segundo (GRAINGER; STEVENSON JR, 1994), define-se como “falta”, em sistemas elétricos, qualquer falha que interfira no fluxo normal de corrente. As causas desses defeitos podem ter origens diversas e estão diretamente relacionadas às topologias construtivas dos sistemas de potência. Sistemas aéreos são normalmente expostos às faltas provocadas por descargas atmosféricas, rompimento ou existência de sal nas cadeias de isoladores, vento, queda de árvores sobre linhas, colisão de veículos com torres ou postes, contato de pássaros, colisão de aeronaves, vandalismos, pequenos animais, rompimento de condutores, entre outras causas mecânicas (GROSS, 1986; ELGERD, 1971). Em função da maior proximidade de elementos energizados de SDE com possíveis causas de faltas – como, por exemplo, árvores e atividades humanas –, os consumidores de energia elétrica são mais frequentemente afetados por perturbações no sistema de distribuição do que por distúrbios em sistemas de transmissão (SCHWEITZER; SCHEER; FELTIS, 1992).

Por sua vez, sistemas elétricos subterrâneos não estão expostos a intempéries e estresses mecânicos típicos de redes aéreas. Assim, as falhas são tipicamente permanentes e ocasionadas pela deterioração do isolante do cabo subterrâneo e, principalmente, pela degradação do elemento dielétrico devido ao fenômeno *water-treeing*.

O fenômeno *water-treeing*, ou arborização, é ilustrado na Figura 6, obtida de (KIM et al., 2007). Tal fenômeno resulta de alterações permanentes na morfologia do material isolante

de cabos subterrâneos, através da existência de pequenas fissuras na camada dielétrica de isolantes do tipo Etileno Propileno (EPR) ou Polietileno Reticulado (XLPE) expostos a ambientes úmidos (PATSCHE; JUNG, 1999). O fenômeno é desenvolvido ao longo da vida útil do condutor, acelerando o processo de degradação do elemento dielétrico. A existência de um número excessivo de fissuras reduz a capacidade dielétrica do cabo, provocando a ocorrência da falta.

O fenômeno de arborização tem como origem duas naturezas distintas: elétrica e devido à água. O fenômeno *water-treeing* por natureza elétrica resulta do alto estresse provocado por descargas elétricas parciais, as quais danificam a isolação dos condutores. A partir do aparecimento dessas descargas, o crescimento das fissuras é veloz e o defeito pode ocorrer em um período de tempo que varia entre dias e horas. Na arborização por água, a infiltração ocorre através da camada dielétrica do cabo, implicando no acúmulo de água em regiões específicas do dielétrico e de degradações localizadas. A taxa de crescimento dessas degradações é dependente de fatores como a presença de elementos contaminantes, a temperatura, os estresses de tensão e a existência de pontos de vácuo no elemento dielétrico (SHORT, 2004).

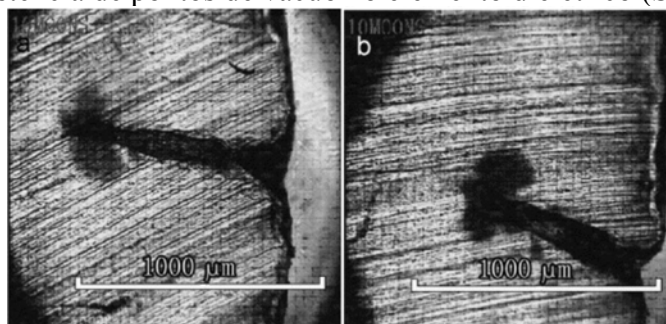


Figura 6: Formas típicas do fenômeno *water-treeing*.

Apesar da natureza estocástica das causas de faltas em SEP, existem aspectos de projeto e operação que, se observados, tendem a prevenir a ocorrência de falhas. Dentre esses aspectos destacam-se a provisão de isolamento adequado; a coordenação entre a necessidade de isolação com a capacidade dos pára-raios; o uso de cabos de guarda em linhas áreas; a utilização de torres com baixa resistência de aterramento; o projeto de resistência mecânica para evitar exposição e minimizar as possíveis falhas devido a animais; a operação e a manutenção adequadas. Além disso, recursos mitigadores podem minimizar os efeitos de faltas, como a limitação da corrente de curto-circuito, evitando uma grande concentração de capacidade de geração através do uso de impedâncias limitadoras de corrente e de indutâncias de Petersen (MASON, 1956).

Segundo (BOLLEN, 2000), outras medidas mitigadoras podem ser adotadas para reduzir o número de faltas, tendo em vista que tais fenômenos são normalmente ocasionados por condições climáticas adversas, influências externas e devido a sobretensões. Dentre essas medidas, destacam-se a substituição de linhas aéreas por cabos subterrâneos, o uso de condutores isolados em linhas aéreas, a adoção de políticas rigorosas de podas de árvores, a instalação de cabos de guarda adicionais, o aumento do nível de isolamento e das frequências de manutenção e de inspeção. Uma das políticas tradicionalmente utilizadas para minimizar o impacto de interrupções do fornecimento de energia elétrica devido às falhas é a adoção de redes redundantes. O uso dessa abordagem permite minimizar os efeitos provocados por falhas, reduzindo o tempo de interrupção. Essas redundâncias podem ser obtidas através de chaves de manobras, alternativas usualmente adotadas em sistemas aéreos, ou da aplicação de sistemas paralelos e em anel, além do uso de redes do tipo *spot network*², solução típica a

² Topologia de sistema de distribuição em que a barra de carga é suprida por dois ou mais alimentadores primários.

sistemas subterrâneos em áreas de grande densidade de carga (KAGAN; OLIVEIRA; BORBA, 2005). Em função dos diferentes custos envolvidos para a implementação de tais redundâncias, a Tabela 3, disponível em (BOLLEN, 2000), apresenta algumas dessas soluções e suas aplicações típicas.

Tabela 3: Aplicações típicas de redundâncias em sistemas elétricos.

Redundância	Duração da Interrupção	Aplicações Típicas
Sem redundância	Horas – Dias	Sistemas de baixa tensão em zonas rurais
Uso de chaves manuais de comando local	> 1 hora	Sistemas de baixa tensão e de distribuição
Uso de chaves manuais de comando remoto	5 a 20 minutos	Sistemas industriais, sistemas futuros de distribuição
Chaves automáticas	< 1 minuto	Sistemas industriais
Chaves de estado-sólido	< 1 ciclo	Sistemas industriais futuros
Operação paralela	Tempo de duração do a-fundamento de tensão	Sistemas de transmissão, sistemas industriais

Fonte: Bollen, 2000.

As faltas são classificadas como eventos transitórios ou permanentes. Faltas transitórias são provocadas por distúrbios que não implicam falhas permanentes do sistema de potência e representam entre 50% e 90% dos distúrbios de sistemas aéreos (SHORT, 2004). Neste caso, a falta extingue-se sozinha; ou, em caso de descargas atmosféricas, através da abertura dos disjuntores pelo intervalo de tempo necessário para a deionização do ar. Segundo (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS, 2003), um intervalo de aproximadamente 20 ciclos com a linha desenergizada permite a deionização do ar sem o restabelecimento do arco elétrico durante o religamento. Deste modo, o serviço pode ser restabelecido rapidamente através de esquemas de religamento automático.

Defeitos permanentes resultam de danos físicos aos equipamentos do SEP – como, por exemplo, queda de linhas, rompimento de cadeia de isoladores, danos em torres de transmissão ou aos condutores subterrâneos. Nessas condições, o restabelecimento do sistema depende de intervenções das equipes de manutenção. Conseqüentemente, o fornecimento de energia é afetado, permanecendo interrompido em intervalos de tempo que variam de minutos a horas (DUGAN; MCGRANAGHAN; BEATY, 1997).

2.1.1 Modelos de Faltas

A representação de faltas do tipo *shunt* é realizada através de 5 modelos com base em elementos de circuitos elétricos. Faltas simétricas representam as faltas trifásicas (ABC-g, ABC), as quais são caracterizadas pela contribuição balanceada de cada fase à perturbação. Os demais tipos de faltas são denominados de defeitos assimétricos e são caracterizados pelo desequilíbrio entre as fases do sistema. Faltas do tipo fase-terra (A-g, B-g, C-g), fase-fase (BC, AB, AC) e fase-fase-terra (BC-g, AB-g, AC-g) são defeitos assimétricos. As Figuras 7 (a) a (e) ilustram os quatro tipos básicos de faltas do tipo *shunt*, onde Z_f representa a impedância da falta entre fases e Z_g é a impedância de falta entre fase e terra. Segundo (GRAINGER; STEVENSON JR., 1994), entre 70% e 80% dos defeitos típicos em SEP são do tipo fase-terra e 5% são faltas trifásicas.

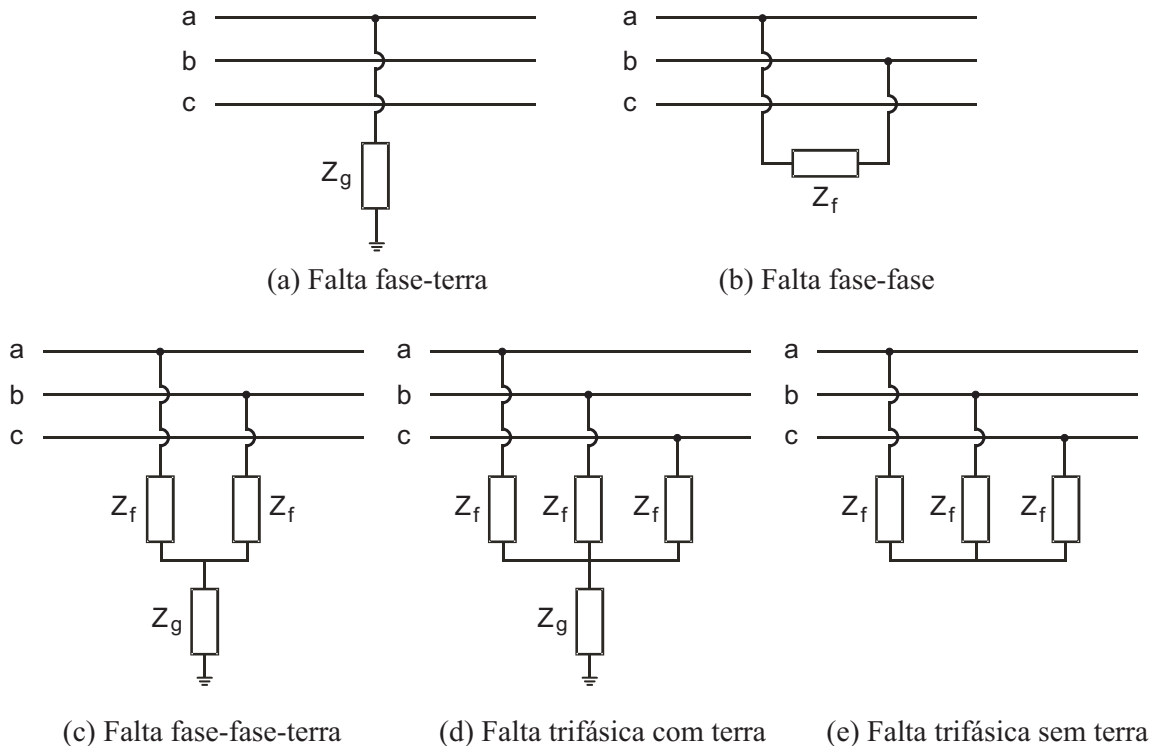


Figura 7: Modelos básicos de faltas.

Além dos modelos básicos de faltas do tipo *shunt* ilustrados na Figura 7, esta classe de perturbações contempla também os defeitos entre linhas paralelas (*cross-country*) e as configurações do sistema com condutores abertos. Assim, caso o desequilíbrio resultante na impedância da linha não envolva a terra ou as demais fases, estes eventos são denominados de “faltas longitudinais”, ou série, e são classificados como: 1 linha aberta (1LA), 2 linhas abertas (2LA) e 3 linhas abertas (3LA) (ANDERSON, 1999). Neste trabalho, as faltas longitudinais e entre linhas paralelas não serão contempladas.

2.1.2 Resistência de Falta

As impedâncias de falta (Z_f) que compõem os modelos da Figura 7 representam a impedância do caminho para a corrente de falta e podem assumir valores lineares (faltas resistivas ou indutivas) e não-lineares. O caminho da corrente de falta pode ser composto pelo arco elétrico entre dois condutores energizados, ou do condutor energizado com um elemento aterrado, como, por exemplo, um cabo de aterramento ou uma árvore, e é usualmente representado por uma impedância puramente resistiva. Os valores associados às resistências de faltas (R_F) podem ser constantes ou variar ao longo do tempo. Faltas do tipo fase-fase são caracterizadas pela baixa resistência de falta, cuja ordem de grandeza atinge alguns Ohms. No entanto, defeitos envolvendo a terra possuem resistências de falta mais elevadas (DAS, 1998). Tomando como exemplo a falta resultante do rompimento de cadeia de isoladores, o arco elétrico é conectado em série à resistência de aterramento da torre de transmissão, cuja impedância varia entre 5Ω e 50Ω , e é considerada como constante ao longo do tempo. Para faltas provocadas pelo contato com árvores, ou devido à queda de condutores sobre pavimento seco, a resistência de falta pode atingir valores cuja ordem de grandeza é de até algumas centenas de Ohms (HOROWITZ; PHADKE, 1996; BLACKBURN, 1998; DAS, 1998).

Em (SOUSA; COSTA; PEREIRA JUNIOR, 2005), são relacionados alguns valores estimados para a resistência de falta de defeitos típicos de sistemas aéreos de distribuição. Dentre as causas analisadas, verifica-se que descargas atmosféricas possuem baixa resistência de falta, entre 0Ω e 10Ω . Em faltas devido a queimadas, as resistências de falta situam-se

entre 10 Ω e 70 Ω . Para defeitos provocados por árvores próximas às estruturas ou a condutores, os valores foram superiores a 70 Ω . Falta ocasionada pela queda de estrutura resultaram em resistências de falta entre 20 Ω e 30 Ω .

A resistência de falta de um arco elétrico, por sua vez, é variável com o tempo, sendo desprezível nos primeiros milissegundos e apresentar posterior crescimento exponencial. No entanto, em estudos de esquemas de proteção, a resistência do arco elétrico é considerada constante ao longo do tempo. Deste modo, diversas estimativas para a resistência do arco elétrico foram propostas, tendo como base a relação entre a tensão do sistema e a capacidade de curto-circuito do local da falta, ou entre o comprimento do arco elétrico e sua corrente, conforme expresso pelas expressões (2.1) e (2.2), respectivamente (HOROWITZ; PHADKE, 1996; BLACKBURN, 1998):

$$R_{arco} = \frac{76 \cdot V^2}{S_{sc}} \quad (2.1)$$

$$R_{arco} = \frac{440 \cdot \ell}{I} \quad (2.2)$$

onde:

R_{arco}	resistência do arco elétrico (Ω);
V	tensão do sistema (kV);
S_{sc}	capacidade trifásica de curto-circuito no local da falta (kVA);
ℓ	comprimento do arco elétrico (pés);
I	corrente do arco elétrico (A).

2.1.3 Faltas de Alta Impedância

Faltas não-lineares são denominadas “faltas de alta impedância” (FAI) e são caracterizadas pela baixa magnitude da corrente de falta e pela existência de características singulares às componentes harmônicas, as quais dificultam a modelagem e a detecção de tais perturbações. Em função das baixas magnitudes de correntes envolvidas, a identificação de FAIs representa uma difícil tarefa para os esquemas clássicos de proteção, implicando riscos para a integridade física de transeuntes que circulem nas proximidades do local do defeito (BRETAS et al., 2006; MORETO, 2005; COSER, 2006).

Tal fenômeno é atribuído ao contato de linhas energizadas com árvores ou com o solo seco e é predominantemente encontrado em SDE. A característica não-linear de FAI é resultado da existência do arco elétrico durante a perturbação. Diversos modelos para caracterização de faltas de alta impedância foram propostos anteriormente, como os ilustrados pelas Figuras 8 (a) e (b), as quais representam os estudos de (NAM et al., 2001; EMANUEL et al., 1990).

O modelo proposto em (EMANUEL et al., 1990) é resultado de análises dos efeitos das componentes harmônicas devido às faltas de alta impedância em alimentadores primários, através de medições em campo e testes de laboratório. Segundo (MORETO, 2005), esse modelo, cuja representação da forma de onda e conteúdo harmônico são ilustrados na Figura 9, permite representar as assimetrias e características não-lineares de arcos elétricos.

A ordem de grandeza da resistência de falta associada a um defeito de alta impedância é dependente de fatores como umidade e tipo de superfície de contato existente entre o condutor energizado e o elemento aterrado. De modo a exemplificar valores típicos associados às correntes de falta em FAIs, a Tabela 4, disponível em (LI, REDFERN, 2001; SHORT, 2004), apresenta alguns desses valores para sistemas de distribuição de 15 kV.

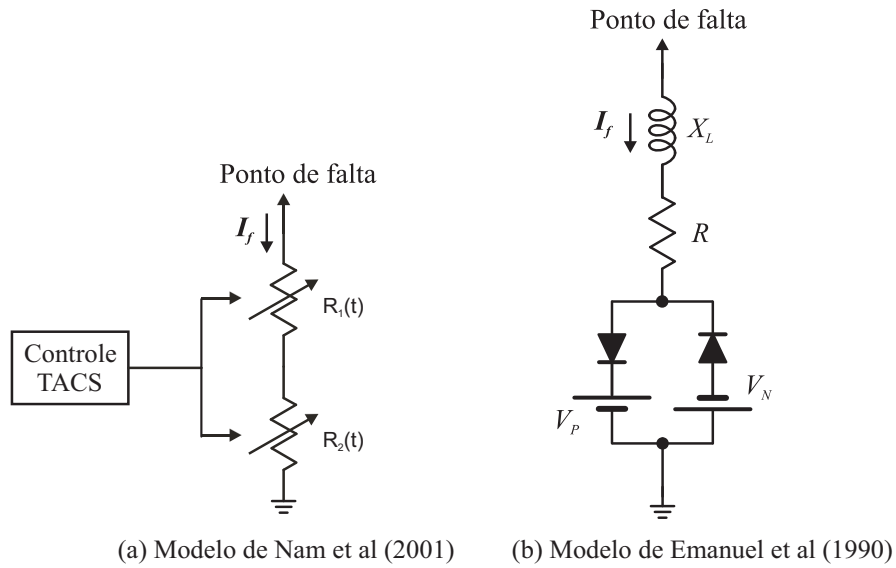


Figura 8: Modelos de Falta de Alta Impedância (FAI).

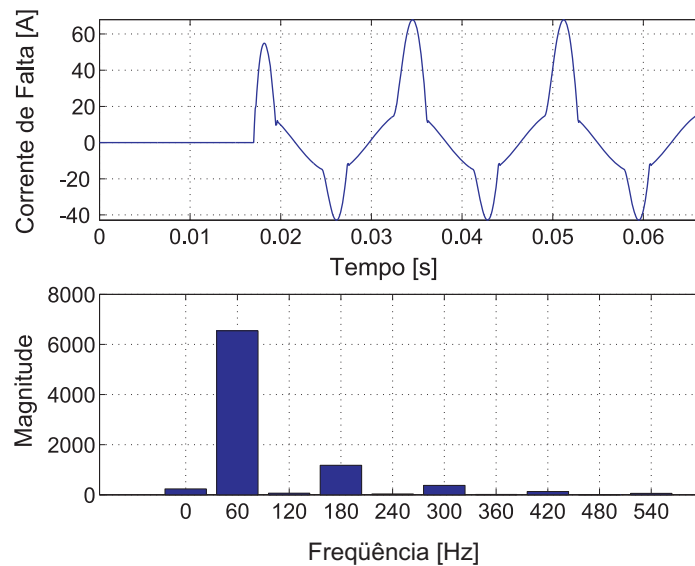


Figura 9: Forma de onda e espectro de freqüência de FAI.

Tabela 4: Valores típicos para corrente de falta de FAIs.

Superfície	Corrente de Falta (A)
Asfalto seco	0
Concreto	0
Areia seca	0
Areia molhada	15
Gramado	20
Grama seca	25
Gramado molhado	40
Grama molhada	50
Concreto armado	75

Fonte: SHORT, 2004.

2.2 SOBRETENSÕES TEMPORÁRIAS

Sobretensões temporárias, ou sustentadas, são fenômenos oscilatórios de longa duração, sendo fracamente amortecidos ou não-amortecidos, e que persistem por diversos ciclos da frequência nominal até a eliminação da causa ou modificação da configuração do sistema. Esses distúrbios usualmente implicam sobretensões inferiores a 1,5 p.u. (por unidade) e são decorrentes de fenômenos como defeitos fase-terra, energização e desligamento de linhas, rejeição de carga, efeito Ferranti, ressonâncias e ferro-ressonância (D'AJUZ et al., 1987; ZANETTA JR., 2003; ARAÚJO; NEVES, 2005).

Os distúrbios mais comuns em SEP são faltas assimétricas, em que preponderam defeitos do tipo fase-terra (GRAINGER; STEVENSON JR., 1994). Segundo (D'AJUZ et al., 1987), a ocorrência desses distúrbios em um ponto do sistema implica a elevação temporária da tensão nas fases sãs. O grau de elevação é dependente do aterramento no ponto de falta e é expresso através do fator de falta para a terra, determinado por meio das impedâncias de sequência da linha. O fator de falta relaciona o máximo valor eficaz das tensões de fase sãs em frequência nominal durante o período de falta com valor eficaz da tensão no mesmo ponto, com a falta removida.

Em sistemas de neutro isolado, as sobretensões nas fases sãs não ultrapassam 1,73 p.u. da tensão nominal. Sistemas efetivamente aterrados apresentam sobretensões das fases não-faltosas inferiores à faixa entre 1,4 p.u. e 1,5 p.u. (D'AJUZ et al., 1987; ZANETTA JR., 2003). Para defeitos a terra em sistemas solidamente aterrados, o efeito da sobretensão temporária nas fases sãs é nulo (ARAÚJO; NEVES, 2005).

Sobretensões temporárias provocadas por perda súbita de carga são resultantes de três fatores: redução do fluxo de potência, aumento do efeito capacitivo e redução da queda de tensão através da linha de transmissão. A estes, soma-se a operação superexcitada de geradores, devido à alimentação de cargas indutivas. O circuito RL série da Figura 10 representa o modelo equivalente do sistema elétrico para este distúrbio, descrito através de uma fonte de tensão V_S , conectada em série a uma impedância Z_C e uma carga indutiva Z_L . Durante a ocorrência da rejeição de carga, a chave S_I é aberta, interrompendo o fluxo de potência para a carga Z_L e, por consequência, a queda de tensão em Z_C . Neste caso, a tensão nos terminais de S_I é a tensão V_S , a qual é superior à tensão V_L , e em função dos três fatores mencionados, ocorre a sobretensão. Logo, é possível verificar que a relação entre as potências de carga (P_L) e de curto-circuito (S_{sc}) afeta diretamente o nível dessas sobretensões (ARAÚJO; NEVES, 2005).

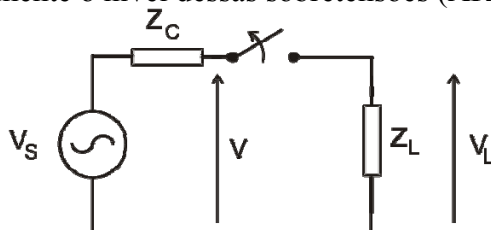


Figura 10: Sobretensão temporária por rejeição de carga.

As sobretensões sustentadas ocorridas com uma das extremidades abertas da linha de transmissão, sendo essa tensão superior à da fonte, são resultados do Efeito Ferranti. Este fenômeno ocorre devido ao fluxo de corrente capacitiva através da impedância série da linha de transmissão e torna-se evidente em linhas com elevadas componentes capacitivas, como cabos subterrâneos e linhas longas sem compensações capacitivas série ou reativas em derivação (D'AJUZ et al., 1987).

A existência de ressonâncias ou ferros-ressonâncias em sistemas elétricos também produz sobretensões temporárias. O fenômeno de ressonância ocorre quando circuitos elétricos compostos por capacitâncias e indutâncias são excitados por fontes de tensão com fre-

quência igual ou próxima à frequência natural de oscilação. É possível citar como exemplos de ressonâncias: entre condutores de elevada capacitância e reatores limitadores de corrente ou entre a indutância e a capacitância de uma linha de transmissão com baixo carregamento. Fenômenos associados a ferro-ressonância são provocados pela presença de não-linearidades resultantes da saturação magnética. Como exemplos de ferro-ressonância têm-se: entre a reatância de transformadores de potencial e a capacitância dos enrolamentos de transformadores de distribuição, ou também em sistemas com a presença de elementos saturáveis, ou de filtros harmônicos (D'AJUZ et al., 1987; ARAÚJO; NEVES, 2005).

Segundo (ZANETTA JR., 2003), dois fatores básicos devem ser considerados em estudos de ressonâncias. Primeiramente, devem ser evitadas as ressonâncias de seqüência positiva, as quais representam as condições de operação em regime permanente. Deste modo, impede-se a existência de tensões inadmissíveis a cada saída de um circuito de operação. A ressonância de seqüência positiva é eliminada através da alteração da potência nominal dos reatores. Ressonâncias de seqüência zero, por sua vez, são mais raras e ocorrem normalmente quando uma linha é submetida a uma falta e existe outra linha fora de operação. Neste caso, são utilizados reatores ou resistores de neutro para impedir a ocorrência dessas sobretensões.

2.3 SOBRETENSÕES DE MANOBRAS

Sobretensões de manobras são resultantes de modificações estruturais no sistema de potência, provocadas por natureza operativa ou devido a desligamentos forçados³. Esses distúrbios são classificados como de origem interna, por serem provocados por alterações dentro da própria rede, e representam 1% dos curtos-circuitos em sistemas elétricos de potência (ARAÚJO; NEVES, 2005). A duração dessas sobretensões é dependente do período de acomodação entre as duas condições de equilíbrio e as amplitudes envolvidas estão relacionadas às condições operativas do sistema (D'AJUZ et al., 1987; ZANETTA JR., 2003).

O espectro de frequência resultante de sobretensões de manobras varia entre centenas de Hertz até poucas dezenas de kHz. Deste grupo excluem-se as sobretensões por manobras de chaves isoladas a gás SF₆, as quais apresentam frente de onda rápida.

Em função da existência de sobretensões ocasionadas durante a energização de linhas de transmissão, é comum a utilização de resistores pré-inserção, os quais são instalados junto à câmara dos disjuntores. Este elemento tem como objetivo a redução das ondas de tensão aplicadas em linhas de transmissão e normalmente é da mesma ordem de grandeza que a impedância característica da linha. O resistor de pré-inserção é inserido transitoriamente durante o deslocamento do contato móvel do disjuntor, por um intervalo de aproximadamente 6 a 10 ms. Posteriormente, o resistor é curto-circuitado pelo choque do contato móvel com o contato fixo do disjuntor (ZANETTA JR., 2003) para a operação em regime permanente.

2.4 SOBRETENSÕES ATMOSFÉRICAS

As descargas atmosféricas, cujo modelo é ilustrado na Figura 11, são potentes fontes de transitórios impulsivos e representam as principais causas de desligamentos forçados em sistemas elétricos de potência. A ocorrência da descarga atmosférica é definida como o rompimento da isolação do ar entre duas superfícies carregadas eletricamente com polaridades opostas. Devido à interação elétrica entre nuvens e o sistema elétrico, as sobretensões resultantes de descargas atmosféricas são classificadas como de origem externa e de curta duração, com frente de ondas rápidas (na ordem de microssegundos) e decaimento entre 100 μ s e 300 μ s. Descargas atmosféricas podem incidir diretamente sobre os equipamentos ou as linhas

³ Desligamento de componentes devido à atuação de esquema de proteção.

(originando, neste caso, surtos de tensões que se propagam ao longo do sistema) e também através da indução eletromagnética para descargas próximas aos componentes do sistema. A utilização de sistemas de proteção contra descargas atmosféricas (SPDA), como mastros em subestações, pára-raios em torres e postes, além do uso de cabos pára-raios (ou cabos de guarda) em subestações e em linhas, tem como objetivo proteger o sistema elétrico frente a estes distúrbios (DUGAN; McGRANAGHAN; BEATY, 1997; D'AJUZ et al., 1987; ZANETTA JR., 2003).

Cabe salientar que, apesar de sistemas subterrâneos não estarem diretamente expostos a descargas atmosféricas, a existência desses fenômenos pode influenciar na falha de cabos subterrâneos. Em função da redução da capacidade dielétrica de cabos subterrâneos conforme o aumento da vida útil, a existência de sobretensões transitórias de amplitudes moderadas provocadas por descargas atmosféricas pode resultar em falhas nos condutores. Devido ao alto custo de substituição de cabos subterrâneos, os efeitos desta possível causa de falta podem ser minimizados através da instalação de pára-raios em determinados pontos da linha subterrânea. Segundo (DUGAN; McGRANAGHAN; BEATY, 1997), como resultado do fenômeno da reflexão, as ondas de tensão, ao se chocarem com as extremidades de linhas, são de até duas vezes a amplitude da tensão da descarga atmosférica. Desse modo, a instalação de pára-raios em cada extremidade da linha subterrânea pode minimizar as sobretensões induzidas por descargas atmosféricas. A partir da existência de pára-raios nas extremidades das linhas, a maior sobretensão é encontrada na penúltima derivação do alimentador. Tal afirmação é fundamentada pelo fato de que os pára-raios instalados no final das linhas refletem aproximadamente 50% da onda de tensão no início do processo de condução. Através da instalação de pára-raios também neste ponto do alimentador subterrâneo, é obtida uma proteção efetiva para o restante da linha perante distúrbios ocasionados por sobretensões atmosféricas.

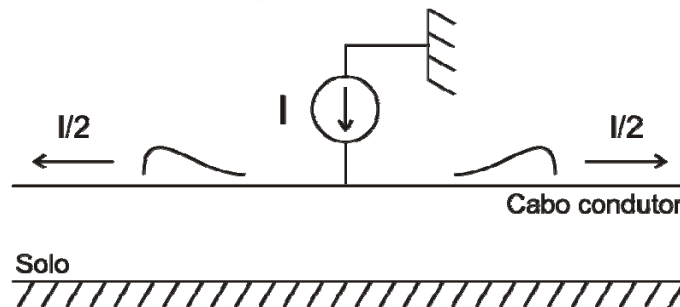


Figura 11: Modelo de descarga atmosférica.

2.5 SOBRECORRENTES

Os fenômenos transitórios provocados por fenômenos de sobrecorrente estão associados à energização de componentes do sistema de potência, como, por exemplo, transformadores, banco de capacitores e reatores. Em determinadas situações, esses fenômenos podem estar associados a ressonâncias, resultando também em sobretensões.

A corrente de energização de transformadores, ou corrente de *inrush*, é caracterizada por sua elevada amplitude, podendo atingir até 10 vezes seu valor nominal, além da existência de elevado conteúdo harmônico devido à saturação magnética. Em caso da existência de circuitos ressonantes, a corrente de energização pode ainda provocar sobretensões (ARAÚJO; NEVES, 2005). Em função da elevada corrente de energização de transformadores, durante este processo é usual o bloqueio das unidades de sobrecorrente dos relés de proteção para a existência de um percentual de harmônicas de corrente de ordem par, em especial 2ª harmônica, a qual caracteriza a corrente de *inrush* (ANDERSON, 1999).

2.6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Perturbações típicas de sistemas elétricos de potência, provocadas por faltas, sobretensões e sobrecorrentes, foram apresentadas neste capítulo, motivadas pelo crescente interesse do impacto desses fenômenos na qualidade da energia elétrica.

Dentre os distúrbios analisados, as faltas representam o objetivo principal desta dissertação. Este tipo de perturbação é resultante do contato entre elementos energizados entre si ou com a terra, ocasionando curtos-circuitos, os quais são caracterizados pela elevação significativa da corrente na linha e pela conseqüente redução da tensão. Os sistemas de topologia aérea estão tipicamente expostos às faltas transitórias, principalmente devido a descargas atmosféricas. Os sistemas subterrâneos, por sua vez, estão expostos basicamente a defeitos permanentes provocados pelo fenômeno *water-treeing*, exigindo a intervenção das equipes de manutenção, as quais usualmente realizam a substituição completa da seção do condutor danificado.

As sobretensões são divididas em três categorias: temporárias, de manobra e atmosféricas. As sobretensões temporárias resultam de eventos transitórios, como falta fase-terra, rejeição súbita da carga, energização de linhas, efeito Ferranti e fenômenos de ressonância e ferro-ressonância. As sobretensões de manobra são conseqüências de energizações e desligamentos de linhas. Por sua vez, as sobretensões atmosféricas são provocadas pela incidência direta, ou indireta, através da indução eletromagnética, de descargas atmosféricas, afetando principalmente as redes aéreas, mas também podendo influenciar os sistemas subterrâneos. A utilização de esquemas de proteção contra descargas atmosféricas adequados tende a limitar os efeitos provocados por esse tipo de perturbação.

A minimização dos efeitos de sobretensões é dependente de um aterramento eficaz das subestações. A existência de sobretensões elevadas possibilita a ocorrência de faltas em função da elevação do nível de tensão, que, no caso de sistemas aéreos, pode implicar o rompimento da rigidez dielétrica do ar, provocando curtos-circuitos. Em sistemas subterrâneos, as sobretensões elevadas podem acelerar o processo de *water-treeing* ou, ainda, danificar a isolação dielétrica dos condutores.

No próximo capítulo, serão apresentadas metodologias para o processo de detecção e identificação das perturbações em sistemas elétricos, as quais disponibilizam as informações necessárias para os esquemas de proteção e de localização de defeitos.

3 DETECÇÃO DE FALTAS

A qualidade da energia elétrica é caracterizada pela forma de onda senoidal pura, sem alterações na amplitude e frequência (DELMONT FILHO, 2007). A partir da existência de perturbações no sistema elétrico de potência, essas premissas podem não ser mais verdadeiras. Logo, o restabelecimento dessas condições é dependente das ações corretivas definidas pelos relés de proteção e elementos de controle, os quais deverão analisar as condições do sistema e executar as ações pré-estabelecidas.

O processo de detecção de faltas tem como objetivo diagnosticar a existência de faltas, classificá-las e determinar o início do distúrbio. A disponibilidade de informações como o início da perturbação, bem como o tipo de falta e fases envolvidas, constitui parte fundamental para as técnicas de localização de defeitos e proteção de sistemas elétricos. Assim, o processo de detecção de faltas influencia diretamente na resposta do esquema de proteção durante uma falha, afetando na velocidade e nas ações a serem executadas (SALIM, 2006; SALIM; OLIVEIRA; BRETAS, 2006).

O processo de detecção de faltas sólidas, ou com baixa resistência de falta, é considerado de simples execução em função da elevada magnitude associada à corrente de falta. Por sua vez, para faltas com correntes de baixas amplitudes, o processo de detecção revela-se não-trivial. Nestes casos, a existência de elementos energizados ao alcance de transeuntes, associados aos elevados níveis de tensão, pode ser considerada risco potencial à população (ZAMORA, 2007).

Em função da diversidade de perturbações em SEPs e a crescente importância da atuação segura, seletiva e veloz dos esquemas de proteção, novas técnicas foram sugeridas para o processo de detecção e classificação de faltas. Tal evolução visa à detecção de faltas de alta impedância, além da redução do tempo de resposta e do aumento da confiabilidade e da segurança em relação aos métodos clássicos para a detecção de faltas utilizados em relés de proteção.

O desenvolvimento de novas técnicas de detecção e identificação de faltas é intimamente relacionado à evolução dos relés de proteção. Como consequência do aumento da capacidade e da velocidade de processamento de relés digitais, a aplicação de metodologias com base em técnicas computacionalmente complexas torna-se viável. Recentemente, diferentes abordagens foram sugeridas para a solução de tais problemas, dentre as quais se destacam: redes neurais artificiais (SULTAN; SWIFT, FEDIRCHUK, 1992; MORETO, 2005), transformada Wavelet (YANG; GU; GUAN, 2005; SALIM, 2006; DELMONT FILHO, 2007), lógica *fuzzy* (JOTA; JOTA, 1998), ondas viajantes (JIANG; CHEN, LIU, 2003) e metodologias híbridas (SILVA; SOUZA; BRITO, 2006).

Neste capítulo, diferentes técnicas para a detecção de faltas são apresentadas. Serão discutidas abordagens tradicionais e metodologias recentemente propostas, baseadas nos princípios de ondas viajantes, redes neurais artificiais e da transformada Wavelet (TW).

3.1 MÉTODOS CLÁSSICOS DE DETECÇÃO DE FALTAS

A ocorrência de faltas em sistemas elétricos de potência usualmente implica o aumento significativo da corrente e a redução da tensão nas fases sob falta. Além destas, grandezas como ângulo de fase, componentes harmônicas, potências ativa e reativa e frequência também podem sofrer alterações durante uma perturbação (HOROWITZ; PHADKE, 1995).

Historicamente, a arquitetura dos esquemas de proteção foi baseada em relés eletromecânicos e de estado sólido, os quais estão sendo substituídos por equipamentos digitais microprocessados. Através do monitoramento das variações das grandezas citadas, diferentes

metodologias são utilizadas para a detecção de perturbações, tendo como base os princípios básicos de funções de proteção, conforme apresentado a seguir.

3.1.1 Sobrecorrente

A detecção de faltas através de unidades de sobrecorrente é a metodologia mais simples conhecida. Em geral, faltas de baixa impedância resultam em correntes superiores às correntes associadas ao carregamento do sistema. Deste modo, o uso da amplitude de corrente como elemento indicador de faltas se revela como um princípio simples e eficaz para o processo de detecção (PHADKE; THORP, 1993).

No entanto, esta abordagem é limitada aos casos onde a menor corrente de falta é superior à máxima corrente de carga. Neste caso, a detecção de faltas ocorre quando a corrente no sistema (I) for superior ao nível de corrente pré-estabelecido:

$$|I| \geq I_p \quad (3.1)$$

onde I_p é a corrente de *pickup*, dada pela máxima corrente da carga adicionada a uma margem de segurança.

3.1.2 Comparação de Magnitude

A detecção de faltas por meio de comparação de magnitude utiliza a relação entre a corrente do circuito supervisionado com um circuito de correntes iguais ou proporcionais em condições de regime permanente. A Figura 12, obtida de (HOROWITZ; PHADKE, 1996), ilustra uma aplicação típica desta abordagem, caracterizada pela existência de duas linhas de transmissão paralelas.

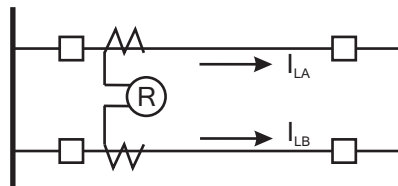


Figura 12: Comparação de magnitude entre duas linhas paralelas.

No caso ilustrado na Figura 12, a detecção da falta ocorre quando existirem discrepâncias entre as magnitudes das correntes dos dois circuitos superiores a um valor de tolerância pré-estabelecido (ε). Supondo uma falta na linha B, esta é detectada caso a linha A não esteja desligada e a condição estabelecida por (3.2) seja satisfeita:

$$|I_{LB}| \geq |I_{LA}| + \varepsilon \quad (3.2)$$

Onde $|I_{LA}|$ e $|I_{LB}|$ são os módulos das correntes nas linhas A e B, respectivamente.

3.1.3 Comparação Diferencial

O princípio de detecção através da comparação diferencial é baseado na lei de Kirchoff dos nós, onde a soma das correntes em um mesmo nó é nula. A Figura 13 ilustra a aplicação dessa técnica em uma linha de transmissão. Em condições normais de operação, a corrente I_1 é igual à corrente I_2 . Em condições em que essas correntes sejam diferentes e cuja relação é superior a uma tolerância pré-estabelecida, uma falta interna à linha de transmissão é detectada (HOROWITZ; PHADKE, 1996).

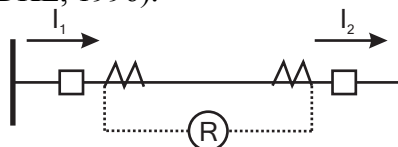


Figura 13: Comparação diferencial para uma linha de transmissão.

O método de comparação diferencial apresenta elevada sensibilidade, possibilitando a detecção de faltas com correntes de falta de baixa amplitude. Por sua vez, essa abordagem requer o constante monitoramento das correntes em ambos os terminais, exigindo uma comunicação confiável e sem atrasos significativos entre os dados de ambas as extremidades. Em face de tal limitação, essa abordagem é usualmente adotada para a proteção de transformadores, geradores ou de linhas de transmissão curtas.

3.1.4 Comparação de Ângulo de Fase

A detecção de faltas através da comparação de ângulo de fase visa a determinar o sentido da corrente em relação a uma referência angular, normalmente a tensão. Em condições normais de operação, o fluxo de potência em uma dada direção implica uma defasagem angular (θ) entre tensão e corrente, equivalente ao fator de potência da carga. Para o fluxo de potência inverso, essa defasagem torna-se ($180^\circ \pm \theta$).

Durante a ocorrência de uma falta, a defasagem angular entre os sinais de corrente e tensão será de $-\varphi$ e $(180^\circ - \varphi)$ para defeitos à frente e para faltas reversas, respectivamente. A defasagem angular φ representa o ângulo da impedância de falta e é função dos dados de condutores que compõem a linha de transmissão. Com base na defasagem angular entre tensão e corrente e do conhecimento do ângulo característico da linha, o processo de detecção de faltas pode ser efetuado (HOROWITZ; PHADKE, 1996). Esta abordagem é comumente utilizada em sistemas suscetíveis a alterações do fluxo de potência em caso de faltas, como sistemas de distribuição do tipo *network*¹ através do *network protector* (KAGAN; OLIVEIRA; ROBBIA, 2005).

3.1.5 Medida de Distância

O processo de detecção de faltas por medida de distância faz uso do cálculo da impedância aparente medida pelo relé, a qual é diretamente proporcional ao comprimento da linha. Seguindo o princípio de funcionamento de relés de distância, é possível determinar a existência de perturbações internas à linha de transmissão através da comparação entre a impedância aparente conhecida da linha e a impedância aparente medida pelo relé, calculada através dos fasores de tensão e corrente no terminal local.

A impedância aparente da linha é considerada um parâmetro constante e dependente das características construtivas da linha de transmissão, como comprimento, diâmetro e espaçamento entre condutores. A existência de faltas internas à linha de transmissão reduz a impedância aparente medida frente à impedância total da linha, permitindo a detecção da perturbação através da 3ª zona de proteção de relés de distância (HOROWITZ; PHADKE, 1996; ZIEGLER, 2006).

3.1.6 Conteúdo Harmônico

As formas de ondas ideais dos sinais de tensão e corrente são representadas por uma onda senoidal na frequência fundamental do sistema. Entretanto, devido à existência de elementos conectados ao sistema, o conteúdo harmônico nestes sinais não é nulo. Como exemplos, têm-se o ruído harmônico gerado por cargas não-lineares e as componentes de 3ª harmônica produzidas por grupos geradores, as quais afetam as formas de onda em condições de regime permanente (HOROWITZ; PHADKE, 1996).

Durante a ocorrência de perturbações, o conteúdo harmônico característico gerado pelos distúrbios pode ser utilizado para a detecção e a classificação dos mesmos. Por exemplo, o

¹ Topologia de sistema do tipo malha, onde os módulos de baixa tensão dos transformadores de distribuição, atendidos por fontes distintas, são conectados em paralelo.

conteúdo harmônico de ordem par é comumente utilizado para a identificação de condições operativas indevidas de transformadores (HOROWITZ; PHADKE, 1996). Como exemplo de aplicação prática, tem-se a corrente de *inrush* de transformadores, a qual é caracterizada pela elevada amplitude e pelo conteúdo de 2ª harmônica. Atualmente, os relés digitais possibilitam o bloqueio das unidades de sobrecorrente durante a energização de transformadores, impedindo a sua atuação caso seja detectada a existência de um percentual máximo de 2ª harmônica durante o processo de energização (ANDERSON, 1999).

3.1.7 Variação de Freqüência

Os sistemas elétricos de potência operam tipicamente em freqüências nominais de 50 Hz ou 60 Hz. Variações elevadas frente à freqüência nominal indicam a existência ou eminência de perturbações. Como exemplos, têm-se a perda brusca de carga, a qual resulta em sobre-freqüência, ou a perda brusca de geração, implicando em subfreqüência. A partir da detecção dessas perturbações frente a estas oscilações, ações corretivas são realizadas pelos esquemas de proteção, minimizando o impacto de tais distúrbios (HOROWITZ; PHADKE, 1996).

3.2 REDES NEURAIS ARTIFICIAIS

O desenvolvimento de redes neurais artificiais teve como base a arquitetura do cérebro humano. Segundo (HAYKIN, 2001), foram desenvolvidos modelos matemáticos de neurônios biológicos e suas interconexões em redes para a representação artificial de propriedades como aprendizagem, generalização, não-linearidade, adaptabilidade, tolerância a falhas e resposta a evidências, as quais dotam as RNAs da capacidade de resolver problemas complexos que não são solucionados por abordagens tradicionais (MORETO, 2005).

A unidade básica de processamento de uma RNA é o neurônio. Os neurônios são interligados entre si, resultando em uma rede neural, onde as informações são processadas de forma paralela. O modelo matemático de um neurônio consiste na existência de diversos sinais de entrada, um *bias* (nível DC) e uma função de ativação. Sua saída (y_k) é o resultado de uma função matemática, chamada “função de ativação”, cuja entrada é o resultado do somatório (v_k) entre o *bias* (b_k) e os sinais de entrada (x_j) ponderados pelos pesos sinápticos (ω_{kj}). Matematicamente, os neurônios são descritos por:

$$v_k = \sum_{j=1}^m \omega_{kj} \cdot x_j + b_k \quad (3.3)$$

$$y_k = \varphi(v_k) \quad (3.4)$$

Segundo (HAYKIN, 2001), existem três tipos básicos de funções de ativação utilizadas em RNAs: limiar, linear por partes e sigmóide. Destas, a função sigmóide é a mais empregada em aplicações de redes neurais artificiais.

As redes neurais artificiais podem ser constituídas por diferentes arranjos, conforme o número de camadas de neurônios e o tipo de conexão entre elas, resultando em três classes distintas: redes *feedforward* de camada única, de múltiplas camadas e redes recorrentes (HAYKIN, 2001; MORETO, 2005).

A habilidade de aprendizado acerca de seu ambiente e a resultante melhora de seu desempenho é a propriedade mais importante das RNAs. Para tanto, um processo iterativo de ajustes dos pesos sinápticos, denominado de treinamento, é realizado. Tal processo pode ser realizado de forma supervisionada ou não-supervisionada. O aprendizado supervisionado consiste no uso de dados de entrada e saída. Assim, os pesos sinápticos são ajustados a partir do sinal de erro entre a saída desejada e obtida. Por sua vez, o processo de aprendizado não-

supervisionado utiliza apenas os dados de entrada, ajustando os pesos sinápticos a partir de um processo de competição e cooperação entre os neurônios da rede (MORETO, 2005).

Com base na etapa de treinamento, a RNA criada é testada, inserindo entradas distintas e identificando o desempenho da rede na generalização de sua resposta. A partir desta, define-se a necessidade de ajuste da rede neural em relação ao número de dados de treinamento, quantidade de camadas e neurônios e funções de ativação (SALIM, 2006).

A utilização de redes neurais artificiais para a detecção e classificação de faltas tem como objetivo a identificação de distúrbios através da comparação de padrões existentes em faltas de mesmo tipo e fora proposto em (GIOVANINI; COURY, 1999; MORETO, 2005). A metodologia apresentada em (MORETO, 2005) utiliza uma técnica *off-line* para a detecção e a classificação de faltas envolvendo os 10 tipos de faltas citados no Capítulo 2. Para tanto, registros de diversas perturbações, com resistências de faltas lineares e não-lineares, assim como dados de casos não-faltosos, são utilizados durante o processo de treinamento da rede neural do tipo *feedforward* totalmente conectada.

Segundo (MORETO, 2005), o método de detecção proposto consiste na utilização do módulo dos fasores de seqüência positiva, negativa e zero das componentes harmônicas de 1ª, 2ª, 3ª e 5ª ordem da corrente, como entradas da RNA e permite a detecção de faltas lineares e de FAIs. O processo de detecção é realizado através uma varredura ao longo de todo o intervalo de tempo dos sinais amostrados. Os sinais de entrada da rede neural são calculados a cada amostra, através de um conjunto de dados equivalente a um ciclo da frequência fundamental, resultando em uma janela que se desloca pelos dados amostrados. A saída da RNA consiste de 10 sinais binários, que representam os possíveis tipos de falta. O processo de detecção é concluído após a identificação da mesma saída por quatro amostras distintas, sendo a primeira amostra armazenada correspondente ao ponto de incidência de falta.

3.3 ONDAS VIAJANTES

Distúrbios de natureza elétrica em sistemas de potência resultam em ondas viajantes, as quais se propagam do local do distúrbio até os terminais da linha de transmissão, onde são refletidas e refratas (VALINS, 2005). Em linhas do tipo monofásicas, a propagação ocorre por ondas monomodo, de apenas uma velocidade de propagação e uma impedância característica. No entanto, em sistemas trifásicos existem pelo menos duas velocidades de propagação modal e impedâncias características. Apesar da existência de atenuações por perdas resistivas e correntes de fugas, além de distorções na forma de onda, esse fenômeno constitui nas primeiras evidências de faltas em uma linha de transmissão, permitindo a sua detecção através do fenômeno de propagação (PHADKE; THORP, 1993).

Em função do acoplamento mútuo entre as fases do sistema trifásico, perturbações de alta frequência geradas por faltas são perceptíveis nas fases sãs. Supondo linhas transpostas e simétricas, é possível utilizar as transformações de Clarke ou Wedepohl para o desacoplamento eletromagnético do sistema, em princípio similar às componentes simétricas para análise de curto-circuito. Neste caso, as grandezas de fase são desacopladas em três modos independentes, de velocidades e impedâncias características distintas (ZANETTA JR., 2003; ARAÚJO; NEVES, 2005; VALINS, 2005).

A transformação de Clarke é comumente aplicada para o desacoplamento entre os modos de propagação, resultando em um modo denominado terra (modo zero) e dois modos denominados aéreos (α e β). Através de (3.5) e (3.6), são calculadas as componentes modais de tensões e correntes, a partir de suas grandezas de fase, respectivamente.

$$\begin{bmatrix} V_{0\alpha\beta} \end{bmatrix} = [T] \cdot \begin{bmatrix} V_{abc} \end{bmatrix} \quad (3.5)$$

$$\begin{bmatrix} I_{0\alpha\beta} \end{bmatrix} = [T] \cdot \begin{bmatrix} I_{abc} \end{bmatrix} \quad (3.6)$$

Onde $[V_{0\alpha\beta}]$ e $[I_{0\alpha\beta}]$ são os vetores modais de tensões e correntes, $[V_{abc}]$ e $[I_{abc}]$ são os vetores de tensão e correntes de fase, e $[T]$ é a transformada de Clarke, expressa por (PHADKE; THORP, 1993):

$$[T] = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 2 & -1 & -1 \\ 0 & \sqrt{3} & -\sqrt{3} \end{bmatrix} \quad (3.7)$$

Com base nas expressões (3.5) e (3.6), os modos 0, α e β são analisados individualmente como circuitos monofásicos. Segundo (PHADKE; THORP, 1993), as velocidades e as impedâncias características dos modos terra (v_{m0} e Z_{m0}) e aéreo (v_{m1} e Z_{m1}) são distintas e calculadas por (3.8) – (3.11):

$$v_{m0} = \sqrt{1/L_0 \cdot C_0} \quad (3.8)$$

$$Z_{m0} = \sqrt{L_0/C_0} \quad (3.9)$$

$$v_{m1} = \sqrt{1/L_1 \cdot C_1} \quad (3.10)$$

$$Z_{m1} = \sqrt{L_1/C_1} \quad (3.11)$$

sendo L_0, L_1, C_0 e C_1 as indutâncias e capacitâncias de seqüência zero e positiva da linha.

A partir de informações como velocidades de propagação, impedâncias características dos modos de propagação e condições de contorno da falta são calculadas as ondas viajantes de tensão para cada modo de propagação (PHADKE; THORP, 1993).

Em (JIANG; CHEN; LIU, 2003), é proposto um algoritmo de detecção de faltas, fundamentado no fenômeno de ondas viajantes. A metodologia utiliza dados locais de tensão e corrente, ou de dois terminais sincronizados, se disponível. Os autores propõem o uso de um índice de detecção de faltas, expresso por (3.12) e oriundo do equacionamento de linhas de transmissão através de equações diferenciais, decompostas através da transformação modal de Clarke.

$$M_m = E_m - B_m \quad (3.12)$$

Segundo (JIANG; CHEN; LIU, 2003), durante condições normais de operação, o índice de detecção de faltas é nulo, $|M_m| = 0$. Por sua vez, a partir da ocorrência da falta, este índice cresce em uma taxa elevada. Considerando a disponibilidade de apenas dados locais, situação comum a sistemas de distribuição, apenas o índice E_m é utilizado na formulação para detecção de faltas, expressa por (3.13):

$$E_m = 0.5 \cdot e^{-\gamma_m L} \cdot (V_{Sm} + Z_{Cm} \cdot I_{Sm}) \quad (3.13)$$

onde:

m	modos de propagação 0, α e β ;
$\gamma_m = 1/v_m$	constante de propagação modal;
L	comprimento total da linha;
V_{Sm}	fases de tensão modal no terminal local S ;
I_{Sm}	fases de corrente modal no terminal local S ;
Z_{Cm}	impedância característica da linha no modo analisado.

Deste modo, o processo de detecção é realizado continuamente através do cálculo de sucessivas amostras para o índice E_m . A falta é detectada a partir da existência de violação do índice E_m frente a um limite pré-estabelecido não-nulo (JIANG; CHEN; LIU, 2003).

3.4 TRANSFORMADA WAVELET

A análise de sinais de acordo com escalas variáveis no domínio tempo e frequência é a idéia básica da teoria Wavelet, que representa uma ferramenta matemática semelhante à transformada de Fourier (DELMONT FILHO, 2007; DELMONT FILHO, 2005). A exigência da periodicidade de todas as funções envolvidas no tempo e da característica estacionária dos sinais, somada à impossibilidade da análise de sinais com frequência variável no tempo e do conteúdo de frequência local do sinal, limita a aplicação da transformada de Fourier e justifica o crescente emprego da transformada Wavelet em sistemas de potência (VALINS, 2005; SALIM, 2006). Transitórios rápidos, típicos de sistemas elétricos, são melhores analisados através de Wavelets (funções bases da TW), por suas características irregulares, assimétricas e de energia concentrada (DELMONT FILHO, 2007).

A transformada Wavelet é disponibilizada em duas versões: contínua (TWC) e discreta (TWD). A TW realiza uma análise multirresolução através de filtragem e da decomposição do sinal amostrado em diferentes escalas e graus de resolução, consistindo em uma técnica de janelamento variável, por meio de dilatações e translações em relação a uma *wavelet-mãe* (DELMONT FILHO, 2005; VALINS, 2005; SALIM, 2006). A partir de níveis de decomposição distintos, são captadas as características do sinal, através de representações locais no domínio de tempo e da frequência (DELMONT FILHO, 2007).

Em função do desenvolvimento da teoria relacionada à transformada Wavelet, diferentes tópicos relacionados a sistemas elétricos de potência foram abordados, como, por exemplo, a proteção de sistemas elétricos, a qualidade de energia, os transitórios eletromagnéticos, as descargas parciais, a projeção de demanda e medição (SALIM, 2006).

A aplicação da transformada Wavelet para detecção de faltas é justificada pela sua elevada eficiência na identificação de singularidades (MALAT; HWANG, 1992). Logo, diferentes técnicas foram propostas para a detecção de faltas em sistemas elétricos, como, por exemplo, nos trabalhos de (XINZHOU; YAOZHONG; BINGYIN, 2000; ZHAO; YANG; GU; GUAN, 2005; SALIM, 2006; DELMONT FILHO, 2007). Tais metodologias garantem a detecção de faltas de sólidas e de alta impedância por meio da análise das características dos sinais, extraídas através da transformada Wavelet.

A metodologia de detecção proposta em (SALIM, 2006) utiliza uma transformada Wavelet estacionária (TWE), semelhante à TWD, porém sem a existência de decimações do sinal original após o processo de filtragem para a extração das características do sinal. A técnica consiste na utilização das correntes trifásicas do sistema e é dividida em cinco etapas: extração das características base; extração das características *online*; determinação da ocorrência da falta e classificação; determinação do instante de ocorrência da falta; e processo pós-falta. Com base nas características de regime permanente dos sinais de tensão e corrente (sinais base), a metodologia utiliza a relação entre as energias dos sinais base e *online*, na faixa de frequência entre 750 e 1 kHz, obtidos através da TWE. A detecção da perturbação ocorre quando a energia normalizada de qualquer uma das fases do sistema for superior a um valor pré-estabelecido, denominado de índice mínimo de detecção e definido através de simulações do sistema, sendo função das características do sistema e da sensibilidade desejada.

Segundo (SALIM, 2006), o processo de detecção de faltas é indiferente da fase faltosa. Após a detecção da existência da falta, a fase com maior energia normalizada no detalhe² de interesse é denominada “fase faltosa principal”. Com base em análises comparativas dos sinais de energia das demais fases e da corrente de sequência zero durante os períodos de falta e pré-falta, a técnica classifica a perturbação em relação ao tipo de defeito e às fases envolvidas. O instante de ocorrência da falta é determinado a partir da existência de coeficientes da TWE

² Componentes de alta frequência do sinal.

da fase faltosa principal superiores a um índice instantâneo mínimo, equivalente a $\frac{1}{3}$ do máximo valor absoluto dos coeficientes da TWE da fase faltosa principal no detalhe de interesse (SALIM; OLIVEIRA; FILOMENA; RESENER; BRETAS, 2008a).

3.5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo foram apresentadas metodologias para a detecção de faltas em sistemas elétricos de potência. Foram abordadas as técnicas tradicionais, baseadas nos princípios de funcionamento de relés de proteção e de técnicas recentemente propostas, tendo como base o emprego de redes neurais artificiais, ondas viajantes e da transformada Wavelet.

As metodologias baseadas em ondas viajantes e da teoria Wavelet utilizam índices mínimos para a detecção de faltas, exigindo o conhecimento prévio da rede e da existência de um número suficiente de simulações numéricas para o seu ajuste. Deste modo, a aplicação genérica desta abordagem é limitada. De forma semelhante, os processos de detecção baseados em RNA demandam um processo de treinamento prévio da rede neural com as condições típicas de faltas do sistema analisado, impossibilitando a aplicação em sistemas distintos ao previamente treinado. Além de tais considerações, estas abordagens demandam uma elevada capacidade computacional para o processo de decisão da existência da falta. Embora apresentem limitações frente à implementação de forma genérica, os processos fundamentados na teoria de ondas viajantes, transformada Wavelet e redes neurais artificiais apresentam desempenho satisfatório para a detecção de faltas, sejam elas lineares e de baixa impedância, quanto não-lineares e de alta-impedância, justificando o crescente número de publicações neste tema.

Técnicas baseadas em princípios de relés de proteção são amplamente utilizadas nos processos de detecção devido a sua simplicidade e à necessidade de informações consideradas triviais aos estudos de proteção e localização de defeitos em sistemas de potência. Correntes de curtos-circuitos e impedâncias de linha e de equipamentos são alguns dos dados exigidos para a implementação de tais técnicas de detecção. Tendo como objetivo apenas a detecção da falta, essas abordagens fazem uso de ajustes mais sensíveis frente aos utilizados para a atuação dos esquemas de proteção, como, por exemplo, menores percentuais de sobrecorrente e de correntes diferenciais ou, ainda, valores elevados de impedância de linhas. No entanto, essas metodologias clássicas são consideradas limitadas para a detecção de faltas de alta impedância, devido à baixa magnitude da corrente de falta, fato que motiva o crescente desenvolvimento de técnicas inteligentes, como as apresentadas neste capítulo.

No próximo capítulo, serão descritos os conceitos associados aos esquemas de proteção de sistemas de distribuição, os quais definem as ações corretivas a serem executadas para isolar as perturbações apresentadas no Capítulo 2 após a sua detecção.

4 PROTEÇÃO DE SISTEMAS DE DISTRIBUIÇÃO

A principal atribuição de sistemas elétricos de potência é manter um elevado nível de continuidade do serviço e em situações onde existirem condições intoleráveis de operação, minimizando o período de interrupção (BLACKBURN, 1998). Por sua vez, os sistemas de distribuição têm como função a conexão do consumidor final aos sistemas de geração e transmissão de energia elétrica, disponibilizando a energia de forma instantânea, em tensão e frequência corretas, e na quantidade exata ao consumidor final (MORETO, 2005; HOROWITZ; PHADKE, 1996). No entanto, é impossível evitar a ocorrência de eventos naturais, acidentes físicos, falhas de equipamentos ou erros humanos, os quais podem resultar em perturbações aos sistemas elétricos de potência e são caracterizados pelo comportamento randômico (BLACKBURN, 1998). Logo, a característica de regime permanente do fornecimento de energia elétrica observada pelo consumidor final é resultado de dois fatores: a grande dimensão do sistema frente às cargas individuais e as corretas ações definidas pelos sistemas de proteção durante as perturbações (HOROWITZ; PHADKE, 1996).

A proteção de sistemas elétricos tem como objetivo proteger o sistema de potência dos efeitos danosos de faltas sustentadas, através da detecção de condições anormais de operação, dando início ao processo de ações corretivas de forma veloz e eficaz. A partir da remoção dos componentes sob falta do sistema, é possibilitado o retorno às condições normais de operação, impedindo a instabilidade sistêmica (PHADKE; THORP, 1993; HOROWITZ; PHADKE, 1996). Deste modo, os esquemas de proteção podem ser considerados como elementos que, em condições normais de operação, não geram lucros ou rendimentos às empresas de energia elétrica, sendo desnecessários até a ocorrência de situações operativas anormais e intoleráveis (BLACKBURN, 1998).

Considerando uma hipotética falha dos esquemas de proteção, estes se tornam passíveis de dois tipos de avaliações: incorreta (quando o esquema de proteção atua para condições indevidas) e recusada (quando o esquema de proteção não atua apesar da existência de condições de operação) (ALMEIDA; PRADA, 2005).

A atuação eficiente dos esquemas de proteção é fundamentada em cinco requisitos básicos, assim definidos (BLACKBURN, 1998; EL-HAWARY, 2000):

1. *Confiabilidade*: Garantia de que a proteção atuará corretamente. Para tanto, o esquema de proteção deverá atuar quando exigido e impedir atuações indevidas.
2. *Seletividade*: Máxima continuidade do serviço com o menor número de desligamentos, isolando apenas o componente sob falta.
3. *Rapidez*: Duração mínima da perturbação e conseqüente redução de danos aos equipamentos.
4. *Simplicidade*: Número reduzido de elementos de equipamentos de proteção e sistemas auxiliares para atingir os objetivos de proteção.
5. *Economia*: Máximo de proteção a um mínimo custo.

Com vistas a atender esses requisitos, os esquemas de proteção fazem uso de diferentes elementos arrançados de forma a analisar continuamente as condições sistêmicas, tomar decisões com base nas condições normais de operação e definir as ações necessárias para a extinção do defeito. A Figura 14, obtida de (ANDERSON, 1999), ilustra os elementos funcionais de sistemas de proteção sob a forma de diagrama de blocos.

O esquema básico de proteção é composto por uma unidade de medida da grandeza e um elemento comparador, o qual define a violação da grandeza medida frente a um valor de referência. Existindo a violação, um elemento de decisão é ativado e realiza diferentes análises

ses das condições do sistema para a garantia da confiabilidade na decisão definida. Finalmente, os elementos de ação são ativados, isolando os componentes sob falta. O tempo necessário para que as ações corretivas sejam executadas é definido como “tempo de atuação” (t_A) e determinado por (ANDERSON, 1999):

$$t_A = t_C + t_D + t_{DJ} \quad (4.1)$$

onde t_C é o tempo de comparação, t_D é o tempo de decisão e t_{DJ} é o tempo de ação, o qual inclui o tempo de operação dos elementos para interromper o fluxo de potência.

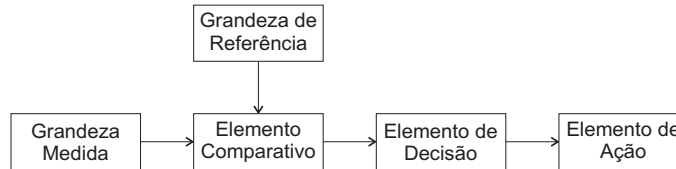


Figura 14: Diagrama de blocos dos elementos funcionais de sistemas de proteção.

Considerando a diversidade de elementos que compõem os sistemas de potência, diferentes filosofias, adequadas a cada situação específica, são empregadas para a proteção de: linhas de transmissão ou distribuição; grupo geradores; barramentos; transformadores; reatores; e banco de capacitores. Essas filosofias são fundamentadas nos conceitos apresentados no Capítulo 3, como, por exemplo: sobrecorrente; sobretensão; corrente diferencial; e impedância aparente. Neste capítulo, serão abordados os principais conceitos e dispositivos para a proteção de linhas de distribuição de energia.

4.1 PROTEÇÃO DE LINHAS DE DISTRIBUIÇÃO

A filosofia de proteção de linhas de distribuição deve considerar suas características típicas, como a existência de cargas e ramificações laterais em seu percurso, minimizando o tempo de interrupção e o número de consumidores afetados. Além disso, a existência de chaves distribuídas ao longo do sistema permite que a configuração do sistema seja modificada em condições especiais de operação, como a existência de defeitos, sobrecargas ou manutenções programadas (MORETO, 2005). Para tanto, os esquemas de proteção são compostos por dispositivos instalados ao longo do sistema e com diferentes alcances¹. Esses elementos devem interromper de forma coordenada e seletiva trechos do alimentador, garantindo que apenas o dispositivo mais próximo do defeito atue, isolando-o do restante do sistema. Com base nos critérios de economia, estudos de curto-circuito e da análise do fluxo de potência, são empregados diferentes combinações de dispositivos de proteção, tais como relés, disjuntores, elos-fusíveis, religadores e seccionadores automáticos, conforme exemplificado na Figura 15 (ANDERSON, 1999; ELMORE, 2003).

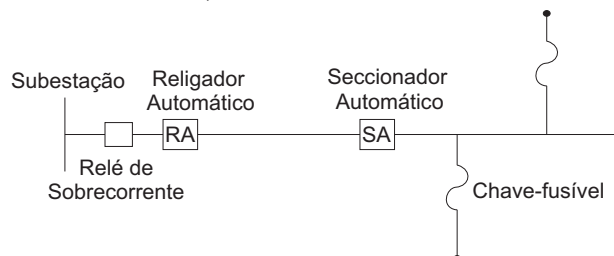


Figura 15: Esquema básico de proteção de linhas de distribuição.

¹ Máxima distância de uma falta em que o elemento de proteção irá atuar.

4.1.1 Elos-Fusíveis

Elos-fusíveis são os elementos mais utilizados em proteção de SDE, sendo também os de menores custos e complexidade (HOROWITZ; PHADKE, 1996). Elo-fusível é o elemento ativo que compõe chaves-fusíveis, utilizadas para a proteção de alimentadores laterais, transformadores de distribuição e cargas. Sua atuação resulta na interrupção súbita da corrente circulante pelo circuito e a recomposição do sistema é realizada manualmente, através da substituição do elemento fusível.

A atuação de elos-fusíveis, conforme ilustrado na Figura 16, obtida em (SHORT, 2004), ocorre quando uma corrente superior a sua capacidade de condução flui por seus terminais. Devido ao efeito térmico provocado pela corrente elevada, o elemento fusível se funde, interrompendo o fluxo de corrente. A alta temperatura do arco elétrico resulta na queima e decomposição parcial do revestimento interno, gerando gases que o interrompem. A pressão interna ao cartucho do elo-fusível é elevada em função dos incrementos de temperatura e a geração de gases cria condições internas para a deionização do arco elétrico, resultando na condição de circuito aberto (ELETROBRÁS, 1982).

O elemento fusível possui relação inversamente proporcional entre a corrente circulante e o tempo de fusão. Desse modo, quanto mais elevada a corrente circulante, menor será o tempo de atuação. Entretanto, fatores como o tipo de elemento fusível e o grau de envelhecimento também contribuem para a determinação do tempo de atuação.

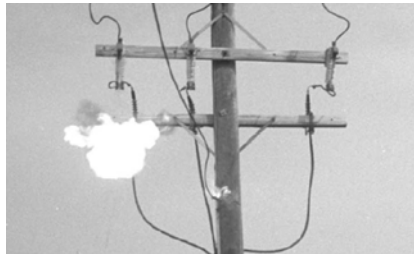


Figura 16: Operação de elo-fusível (SHORT, 2004).

Com base em tais características, associada à capacidade de interrupção de corrente, a qual é função de fatores como a capacidade de geração de gases internos, a pressão interna, a força resultante da expulsão de gases internos e a capacidade térmica dos contatos, são compostas as curvas de fusão de elos-fusíveis. A Figura 17 ilustra as curvas de fusão (*tempo x corrente*), fornecidas para o dimensionamento e a coordenação entre os dispositivos de proteção (GUIGER, 1988).

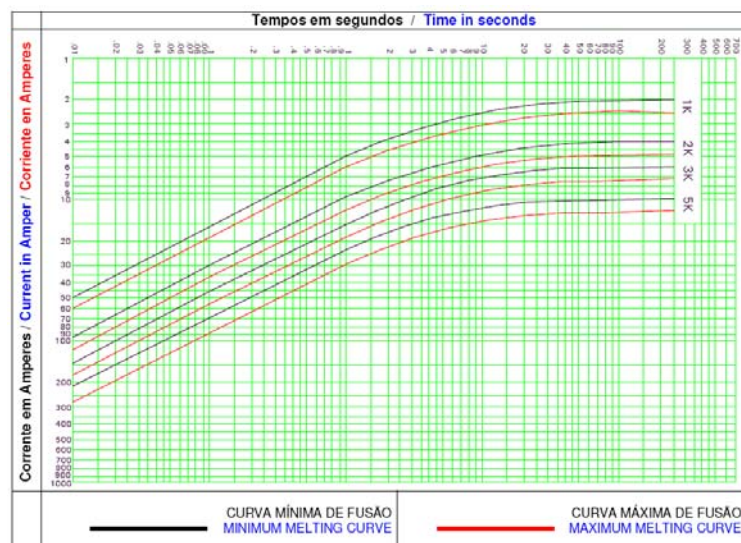


Figura 17: Curvas de fusão de elos-fusíveis.

4.1.2 Religador Automático

Religadores automáticos são dispositivos interruptores automáticos, cuja operação é regida por curvas do tipo *corrente x tempo* e que abrem e fecham seus contatos repetidas vezes para falhas internas ao circuito protegido, além de permitir o controle e monitoramento remoto. Esses dispositivos são amplamente utilizados ao longo de linhas de distribuição aéreas, por apresentarem menores custos que o conjunto composto por relés e disjuntores, além de dispor da capacidade de distinção entre faltas permanentes e transitórias. Assim, existindo a condição de sobrecorrente, os contatos do religador são mantidos abertos durante um tempo denominado *tempo de religamento*, sendo fechados automaticamente para a reenergização da linha. Caso a falta persista, a seqüência de abertura e fechamento é repetida até três vezes consecutivas. Após a quarta abertura, ocorre o bloqueio do religador, permanecendo a linha desenergizada (ELETROBRÁS, 1982; BLACKUBURN, 1999).

A operação de um religador automático pode ser combinada em diferentes seqüências de aberturas, possibilitando a coordenação com os demais dispositivos de proteção. Religadores automáticos são constituídos por chaves controladas eletricamente com interrupção a óleo ou a vácuo, e podem ser trifásicos ou monofásicos. Religadores trifásicos permitem a abertura monofásica ou trifásica, dependendo de sua forma construtiva. Entretanto, em ambos os casos, há o bloqueio trifásico caso o número máximo de operações seja atingido (ELETROBRÁS, 1982).

Segundo (GUIGUER, 1988), a utilização de religadores automáticos propicia as seguintes vantagens: redução do número de queimas de elos-fusíveis e deslocamentos de equipes de manutenção para substituí-los, facilidade de manobras, melhor seletividade, minimização dos efeitos danosos às redes, redução de danos em condutores e transformadores, aumento de faturamento e melhoria na imagem da empresa distribuidora.

4.1.3 Seccionador Automático

Seccionadores automáticos são equipamentos utilizados para a interrupção automática de circuitos instalados ao longo do alimentador de distribuição. Tal operação é obtida através da abertura de seus contatos quando o circuito é desenergizado por um equipamento de proteção situado a sua retaguarda e equipado com dispositivo para religamento automático (ELETROBRÁS, 1982).

Os seccionadores automáticos podem ser do tipo monofásico ou trifásico, de controle hidráulico ou eletrônico, e são projetados para operar em conjunto aos religadores automáticos. Na existência de correntes superiores à corrente de acionamento, o seccionador é armado e preparado para a contagem. A contagem é iniciada quando a corrente circulante é interrompida pelo religador automático ou é reduzida abaixo de um valor de referência. Após um número máximo de contagens, os contatos são abertos de forma permanente para isolar o trecho defeituoso, minimizando o número de consumidores interrompidos. Tal dispositivo pode também ser utilizado como chaves de seccionamento manual (GIGUER, 1988).

4.1.4 Relés de Sobrecorrente

Relés de sobrecorrente são dispositivos de proteção que atuam quando a corrente, em um circuito de corrente alternada, excede um valor de referência, condição típica de faltas com baixa impedância. Sua aplicação é associada a um disjuntor, elemento mecânico utilizado para abertura e fechamento do elemento energizado, e ambos os dispositivos são instalados na subestação do sistema (ELETROBRÁS, 1982).

Segundo (CAMINHA, 1977), a proteção por relés de sobrecorrente é simples e de baixo custo, porém de difícil aplicação, e exige alterações em sua parametrização devido a modi-

ficações do sistema. Tais dispositivos são baseados na supervisão das correntes de fase e de neutro, medidas através de transformadores de corrente.

Embora possam ser utilizados para a proteção de praticamente qualquer elemento de sistemas de potência (PHADKE; THORP, 1993), relés de sobrecorrente são utilizados prioritariamente para a proteção de sistemas de distribuição ou industriais, além de sistemas de subtransmissão, onde a proteção de distância não seja economicamente viável. Também são aplicados para a proteção de faltas a terra em linhas de transmissão e como proteção de retaguarda em linhas com proteção piloto² (CAMINHA, 1977).

Conforme citado no Capítulo 3, os relés de sobrecorrente identificam a existência de perturbações através da comparação entre o módulo da corrente frente a um valor de referência, denominado corrente de *pickup*. Segundo (HOROWITZ; PHADKE, 1996), ajustes típicos para a corrente de *pickup* de relés de fase variam entre 200% da máxima corrente de carga e $\frac{1}{3}$ da mínima corrente de falta. Para relés de neutro, o ajuste típico varia entre a máxima corrente de desequilíbrio entre as fases e o menor valor da corrente de falta do tipo fase-terra (GIGUER, 1988).

Os relés de sobrecorrente são classificados em função de sua característica de tempo de operação, ou de disparo, que pode ser do tipo instantâneo ou temporizado:

- *Relé de sobrecorrente instantâneo (50/50N)*: possui tempo de atuação teórico nulo, sem atraso intencional e cujo tempo de atuação (excluindo-se o tempo de ação) varia entre 15 ms e 50 ms.
- *Relé de sobrecorrente temporizado (51/51N)*: o tempo de operação pode ser do tipo definido, sendo, neste caso, independente do valor de corrente ou determinado por curvas do tipo tempo inverso; essas curvas podem ser específicas de fabricantes ou padronizadas, como moderadamente inversa (CO-7), normalmente inversa (CO-8), muito inversa (CO-9) e extremamente inversa (CO-11).

A utilização de curvas do tipo tempo inversa em sistemas de distribuição é justificada pelo fato de que a corrente de falta depende basicamente do local do defeito. Assim, modificações nos sistemas de transmissão ou geração não influenciam no desempenho das proteções de sobrecorrente em sistemas de distribuição (MASON, 1956).

Em função da diversidade de características de operação de relés de sobrecorrente, é necessário coordená-los de modo a proteger sistemas radiais através da composição de relés parametrizados com diferentes correntes de *pickup*, curvas e tempos de atuação.

A Figura 18, obtida de (HOROWITZ; PHADKE, 1996), ilustra um sistema radial composto por quatro barras com relés de sobrecorrente (R_{ab} , R_{bc} , R_{cd} e R_d) em cada barra. Os ajustes de corrente de *pickup* e curva de atuação, referentes aos relés de sobrecorrente temporizados, têm como base os dados do sistema e simulações computacionais, como fluxo de potência e estudos de curto-circuito. Os relés são parametrizados de forma a atuar para faltas internas aos respectivos trechos de linhas e como proteção de retaguarda das barras adjacentes, protegendo o sistema de possíveis falhas em disjuntores ou relés de proteção. Para uma operação seletiva, os relés R_{ab} , R_{bc} , R_{cd} e R_d têm sua temporização coordenada, impedindo o desligamento forçado de trechos de linhas desnecessários. Deste modo, supondo uma falta em F , o relé R_d terá o menor tempo de atuação; em caso de falha deste, a falta será eliminada por sua primeira proteção de retaguarda, dada pelo relé R_{cd} , porém com maior tempo de operação.

Entretanto, para faltas próximas à fonte do sistema, as correntes associadas serão de magnitude elevada e, como consequência da relação *corrente x tempo*, a eliminação da perturbação ocorrerá em um tempo demasiado, expondo o sistema a condições de operação adversas. Logo, o esquema de proteção por relés de sobrecorrente temporizados (51/51N) não oferece a velocidade necessária para a eliminação de defeitos próximos à fonte do sistema.

² Esquema de proteção que utiliza canal de comunicação entre os dois terminais.

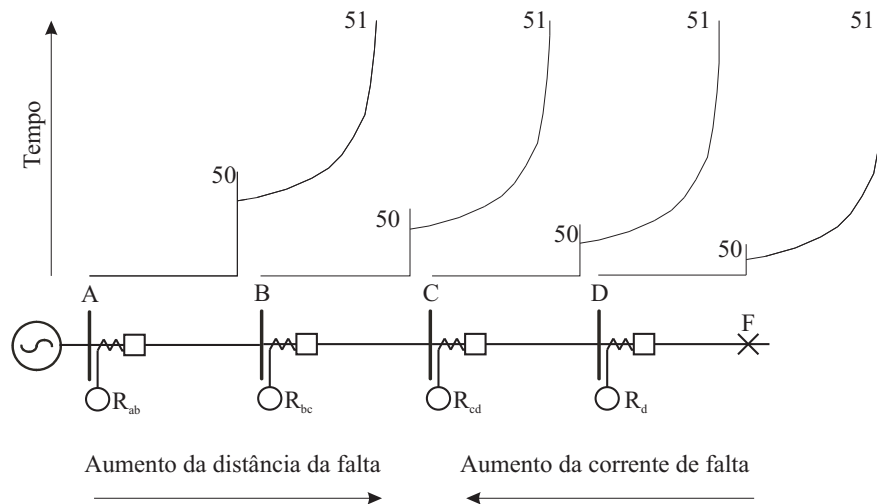


Figura 18: Exemplo de coordenação em SDE através de relés de sobrecorrente.

A inclusão de relés de sobrecorrente instantâneos (50/50N) incorpora velocidade a esses esquemas de proteção. Assim, faltas próximas à fonte do sistema da Figura 18 são eliminadas instantaneamente, reduzindo o período de exposição às correntes elevadas. Porém, as proteções instantâneas não devem alcançar a barra do terminal remoto, atuando apenas para faltas até um percentual da linha, permanecendo o restante do comprimento protegido por relés de sobrecorrente temporizados, garantindo assim o critério de seletividade. Ajustes típicos de proteções instantâneas consistem entre 125% - 135% da máxima corrente que o relé não deve atuar e 90% do mínimo valor de corrente para a atuação (HOROWITZ; PHADKE, 1996; MASON, 1956).

Segundo (ZIEGLER, 2006), um tempo total de 5 ciclos (83,33 ms em 60 Hz) para a extinção de faltas trifásicas localizadas próximas ao relé é considerado suficiente.

4.1.5 Relés Numéricos

Historicamente, os relés de proteção de sistemas elétricos foram baseados em arquiteturas eletromecânicas, executando os processos da Figura 14 através de forças eletromecânicas produzidas por interações entre correntes e fluxos (HOROWITZ; PHADKE, 1996). Relés eletromecânicos do tipo Atração Eletromagnética e Indução Eletromagnética foram amplamente utilizados e ainda hoje são encontrados em subestações para a proteção de equipamentos de transmissão e distribuição (MELLO, 1979).

Durante o processo evolutivo da proteção de sistemas elétricos, foram ainda desenvolvidos relés de proteção do tipo estado-sólido, motivados pela necessidade de melhores desempenhos e de características mais sofisticadas, implementando as características e funções de relés eletromecânicos através de circuitos integrados ou de componentes eletrônicos discretos. Entretanto, preocupações referentes à capacidade limitada de tolerância às condições extremas, como a temperatura, a umidade, as sobretensões e as sobrecorrentes, limitaram as aplicações de relés de estado-sólido (HOROWITZ; PHADKE, 1996).

Os desenvolvimentos relativos à capacidade e velocidade de processamento, e à redução de custos de sistemas digitais por meados de 1960 permitiram a aplicação da arquitetura digital para a proteção de linhas de transmissão, devido a sua complexidade, aos custos elevados e ao amplo impacto destas linhas frente aos SEPs (PHADKE; THORP, 1993).

Atualmente, relés numéricos podem realizar tarefas únicas, como a proteção de sobrecorrente ou exercer múltiplas funções, onde diferentes tarefas de proteção, supervisão e controle são executadas por um único equipamento. Devido à capacidade atual para medir, comparar, indicar, memorizar, comunicar e controlar os componentes do sistema elétrico, as funções de proteção passam a ser apenas uma das atribuições de relés digitais, agora denominado

de IED (*Intelligent Electronic Device*). A utilização do protocolo IEC 61850, que define a formatação do intercâmbio de dados entre elementos em uma subestação, garante a interoperabilidade de componentes de fabricantes distintos (KIM, 2002; ZIEGLER, 2006; ANDERSON, 1999; APOSTOLOV; THOLOMIER, 2006).

Segundo (PHADKE; THORP, 1993; SCHWEITZER; SCHEER; FELTIS, 1992), a substituição de relés analógicos por relés digitais implica, além da execução das tradicionais funções de proteção, as seguintes vantagens, até então inexistentes:

- *Auto-teste e confiabilidade*: capacidade de monitorar falhas no sistema de proteção, evitando atuações indevidas e alertando anormalidades.
- *Integração sistêmica e ambiente digital*: possibilidade de integrar dados de fontes distintas, além de possibilitar a aquisição de dados oriundos de novos transdutores e de canais de fibra ótica.
- *Flexibilidade funcional*: possibilidade de realizar diferentes tarefas existentes em subestações, ocupando a capacidade ociosa do microprocessador, a qual apenas possui intensa atividade computacional durante perturbações, situação que representa 0,1% da vida útil do equipamento.
- *Proteção adaptativa*: capacidade de modificar as configurações de proteção conforme as condições operativas ou reconfigurações do sistema.
- *Lógica programável*: possibilidade de implementar lógicas de proteções próprias às concessionárias, unindo os diferentes esquemas de proteção e possibilitando a implementação de lógicas de controle de equipamentos, como chaves seccionadoras e disjuntores.
- *Múltiplos grupos de ajustes*: capacidade de armazenar diferentes ajustes, referentes às condições operativas distintas ou para modificações futuras do sistema.
- *Relatórios de eventos*: a cada ocorrência de perturbações, ou atuação do relé digital, é gerado um arquivo relatando o evento, através de informações de proteções que atuaram para posterior análise, bem como sinais analógicos medidos.
- *Registros de perturbações*: também conhecidos como oscilografias, registram as formas de onda dos sinais de entrada, bem como o estado das entradas e saídas digitais e variáveis internas do relé para posterior análise da perturbação.
- *Localização de faltas*: estimativa para a distância da falta imediatamente após a ocorrência do evento, facilitando o restabelecimento do sistema.
- *Redução do espaço em painéis de proteção*: capacidade de agrupar as funções executadas por diferentes relés em um único equipamento.

A arquitetura digital de relés de proteção revela-se versátil, em função da capacidade de programação, que disponibiliza uma vasta variedade de funções de proteção e ajustes possíveis, como, por exemplo, diferentes curvas de relés de sobrecorrente, ou inclusão de funções de religamento em um único equipamento. Relés digitais também são imunes às componentes contínuas de correntes de falta, além de apresentarem elevada impedância de entrada, minimizando o carregamento de transformadores de corrente e favorecendo a operação em sistemas não-aterrados ou de elevada impedância de aterramento (ANDERSON, 1999; SCHWEITZER; SCHEER; FELTIS, 1992).

Em função da maior importância de linha de transmissão frente a linhas de distribuição, devido ao montante de energia transportada, o processo de digitalização dos esquemas de proteção priorizou as linhas de transmissão. Entretanto, o desenvolvimento de processos de automação e controle do tipo SCADA (*Supervisory Control and Data Acquisition*) em sistemas de distribuição tem incentivado também a utilização de relés digitais em SDE. Tal modi-

ficação tem reduzido os custos de capital, operacional e de manutenção das concessionárias de energia elétrica, além de proporcionar a conseqüente melhoria da proteção da distribuição. Assim, novas funcionalidades específicas à proteção de sistemas de distribuição também foram implementadas em relés digitais. A utilização de relés de sobrecorrente de seqüência negativa, por exemplo, permitiu a identificação de faltas do tipo fase-fase com maior rapidez e sensibilidade frente à proteção clássica de sobrecorrente de fase, sem restringir o máximo carregamento da linha de distribuição (SCHWEITZER; SCHEER; FELTIS, 1992; ELNEWEIHI; SCHWEITZER; FELTIS, 1993).

4.1.5.1 Arquitetura de Relés Numéricos

Relés digitais, cujo diagrama de blocos é ilustrado na Figura 19, têm como base um microprocessador, que executa continuamente rotinas para a verificação de condições operativas e execução das funções de proteções, além de gerenciar a comunicação com equipamentos periféricos (PHADKE; THORP, 1993).

IEDs têm como dados de entrada sinais analógicos de tensão e/ou corrente, obtidos dos terminais secundários de transformadores de corrente e potencial, e sinais digitais para indicação do estado de chaves ou contatos. Os sinais analógicos são inicialmente condicionados por uma série de circuitos analógicos. Através de filtros anti-surtos são removidos distúrbios nos sinais, provocados por chaveamentos ou faltas. Ainda, filtros *mimic* removem as componentes de corrente contínua existentes nos sinais de entrada. Filtros *anti-aliasing*, compostos por filtros passa-baixas, limitam a banda de freqüência dos sinais em $\frac{1}{2}$ da freqüência de amostragem do conversor analógico-digital (A/D), atendendo ao critério de Nyquist. A não-garantia do critério de Nyquist impede a reconstituição de sinais de alta freqüência, devido à sobreposição dos espectros do sinal no domínio freqüência (PHADKE; THORP, 1993; MORETO, 2005).

Após os processos de condicionamento e filtragem, os sinais analógicos são convertidos em sinais digitais através de conversores A/D, sendo então disponibilizados para as operações do microprocessador. A amostragem do sinal e posterior conversão são efetuadas em uma taxa de amostragem fixa, a qual deverá representar o sinal analógico através de sinais digitais, com um nível de detalhamento suficiente para a execução das funções de proteção. Taxas de amostragem entre 8 e 32 vezes da freqüência fundamental são comuns nestas aplicações, influenciando no tempo de resposta e no tamanho de arquivos de registros de perturbações (PHADKE; THORP, 1993; MORETO, 2005).

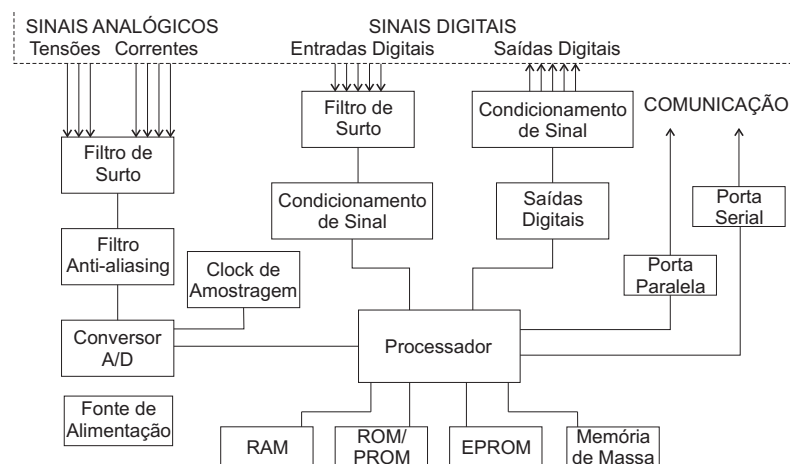


Figura 19: Diagrama de blocos de relé digital (PHADKE; THORP, 1993).

4.2 PROTEÇÃO DE LINHAS SUBTERRÂNEAS DE DISTRIBUIÇÃO

As características específicas de linhas de distribuição subterrâneas representam desafios aos esquemas de proteção de linhas subterrâneas. Devido às características construtivas de RDS, a inserção de elementos de proteção ao longo do alimentador, como chaves fusíveis, religadores e seccionadores automáticos, torna-se dificultada. Assim, diversos sistemas subterrâneos de distribuição de energia utilizam apenas a proteção por fusíveis, localizados nos transformadores de distribuição e relés de sobrecorrente instalados nas subestações. Ainda, segundo (SHORT, 2004), devido aos circuitos subterrâneos serem expostos basicamente a faltas permanentes, a filosofia de proteção desses sistemas não prevê a utilização de técnicas de religamento automático.

4.2.1 Chaves Pedestal

A utilização de chaves do tipo pedestal ao longo de linhas de distribuição subterrâneas oferece novas possibilidades para projeto, proteção e operação de sistemas subterrâneos. Esses dispositivos são instalados ao longo de alimentadores primários, permitindo que, em caso de defeitos, um menor número de consumidores seja afetado pelo desligamento e que o sistema seja restabelecido rapidamente (BISHOP; JONES; ISRAEL, 1995).

As chaves do tipo pedestal são construídas de forma isolada através de ar ou óleo, conforme ilustrado na Figura 20, disponível em (COOPER POWER SYSTEMS INC., 1998), e são baseadas no princípio de sobrecorrente para a identificação e interrupção da falta. Chaves-fusíveis e interruptores de falta a vácuo são utilizados como elementos de interrupção instalados internamente nesses equipamentos. A utilização de chaves a vácuo oferece vantagens frente a chaves-fusíveis, uma vez que possibilita um rápido restabelecimento do sistema, através da reinicialização do equipamento sem a necessidade da substituição de fusíveis, possibilitando, também, a sua utilização como chaves de manobras. Além disso, o uso de chave do tipo pedestal com interruptores a vácuo elimina o custo e tempo de substituição dos elementos fusíveis antes do restabelecimento do sistema (BISHOP; JONES; ISRAEL, 1995).

O uso de chaves do tipo pedestal a vácuo também permite que, em casos de falta, a identificação da seção de linha defeituosa seja efetuada de forma rápida, sem a necessidade da substituição de fusíveis a cada tentativa de recomposição do alimentador.



Figura 20: Chave do tipo pedestal isolada a óleo.

4.3 COORDENAÇÃO DO ESQUEMA DE PROTEÇÃO

Devido aos distintos equipamentos de proteção existentes ao longo de linhas de distribuição, a atuação desses elementos deve ser efetuada de forma coordenada, minimizando a quantidade de consumidores interrompidos. Para tanto, a ação corretiva deve estar restrita apenas à seção de linha defeituosa. Denomina-se “tempo de coordenação” o atraso de tempo entre as proteções locais, as quais devem atuar primeiramente para faltas em suas zonas de proteção, e as proteções de retaguarda. Segundo (BLACKBURN, 1998), a garantia para a coordenação das proteções é efetuada através de ajustes dos tempos de atuação das proteções

de retaguarda, os quais deverão ser superiores à soma do tempo de atuação das proteções remotas e ao tempo de coordenação.

O tempo de coordenação é dependente de três fatores (BLACKBURN, 1998), a saber:

- Tempo de ação, tipicamente entre 3 e 8 ciclos de 60 Hz (50 ms a 133,33 ms).
- Tempo de impulso do relé, característico de relés eletromecânicos e de estado-sólido, implica a continuação da operação do relé após a extinção da falta, devido à energia armazenada nos elementos. Relés eletromecânicos têm atrasos típicos entre 30 e 60 ms.
- Margem de segurança para diferenças entre tempo de operação de componentes, amplitudes de correntes de falta e relação de transformadores de corrente.

A determinação do tempo de coordenação é função das filosofias de proteção empregadas em cada companhia de distribuição de energia. Valores típicos entre 0,2s e 0,5s são aplicados mundialmente (BLACKBURN, 1998). A Companhia Estadual de Geração e Transmissão de Energia Elétrica (CEEE-GT), por exemplo, utiliza como tempo de coordenação 0,3s e 0,4s para relés digitais e analógicos, respectivamente.

4.4 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Os esquemas de proteção típicos de SDE foram apresentados neste capítulo. Embora suscetíveis a faltas de alta impedância, as quais resultam em correntes de baixa magnitude, a proteção de alimentadores primários é fundamentada no emprego de dispositivos com base no princípio de sobrecorrente e em curvas de tempo inverso. De modo a contemplar a topologia radial de linhas de distribuição, com a presença de ramificações e cargas intermediárias ao longo de seu comprimento, os esquemas de proteção em SDE são compostos por diferentes dispositivos de proteção. Deste modo, chaves-fusíveis, religadores e seccionadores automáticos e relés de proteção são utilizados, tendo como objetivo a redução do número de consumidores afetados durante uma perturbação e que o tempo de interrupção seja mínimo. Para tanto, tais elementos têm seus tempos de atuação coordenados entre si, garantindo o critério de seletividade, além de possibilitar a utilização de filosofias de religamento automático.

No entanto, alimentadores subterrâneos são usualmente protegidos apenas por relés de sobrecorrente instalados na subestação do sistema e fusíveis instalados junto aos transformadores de baixa tensão. Com o advento de chaves do tipo pedestal, torna-se possível a instalação desses elementos ao longo da linha, permitindo que durante perturbações não ocorra o desligamento total da linha. O uso de chaves do tipo pedestal a vácuo permite, ainda, a identificação da seção de linha defeituosa, através de tentativas de reenergização do sistema, sem a necessidade de substituição de fusíveis.

Com o desenvolvimento de arquiteturas digitais, os relés de proteção tradicionais, fundamentados na arquitetura eletromecânica ou de estado sólido, têm sido substituídos por relés digitais microprocessados, ou IEDs. O uso de relés numéricos permite a implementação de mais de uma função de proteção em um mesmo elemento, além de incluir funcionalidades como o religamento automático, as lógicas de controle, a localização de faltas e o registro de perturbações. Além de tais funcionalidades, a arquitetura baseada em sistemas digitais possibilita a implementação de técnicas computacionalmente avançadas para a execução das tarefas de proteção e de detecção de faltas, como as abordagens apresentadas no Capítulo 3.

No próximo capítulo será apresentada a modelagem de linhas de distribuição, que representa uma etapa crucial para a correta modelagem do sistema elétrico de potência em aplicações associadas à proteção, à detecção e à localização de faltas.

5 MODELAGEM DE LINHAS DE DISTRIBUIÇÃO

Alimentadores primários interligam os consumidores às subestações de distribuição, as quais estão conectadas aos centros de transmissão e geração de energia elétrica. Estes elementos são compostos por materiais condutores que permitem o fluxo de energia entre pontos distantes. No entanto, em função da existência de três fenômenos básicos (tensões induzidas pelos campos magnéticos ao redor dos condutores; corrente *shunt*, ou de derivação, devido ao campo elétrico entre condutores; e a resistência ôhmica do material condutor) a modelagem de linhas por meio de circuitos elétricos ideais é considerada limitada (GROSS, 1986).

A representação do comportamento real de linhas de energia através de modelos equivalentes representa área de vasta pesquisa. A modelagem de linhas é aspecto importante para a representação fidedigna dos fenômenos transitórios em sistemas de potência. Historicamente, linhas de transmissão e distribuição foram modeladas através de circuitos elétricos com parâmetros concentrados. Considerando estudos de regime permanente, como, por exemplo, fluxo de carga e análise de curto-circuito, essa aproximação é considerada suficiente (DOMMEL, 1995). Entretanto, tais modelos são válidos apenas para linhas curtas, produzindo uma resposta em frequência correta apenas na faixa de frequência em que os parâmetros foram calculados (MARTÍ, 1988). Conforme (POWER SYSTEM RELAYING COMMITTEE, 2004), a limitação de modelos com parâmetros concentrados é resultado da natureza distribuída dos parâmetros ao longo do comprimento da linha e, em alguns casos, à dependência com a frequência.

Visando à representação fidedigna de linhas de energia em simuladores de transitórios eletromagnéticos, como ATP (*Alternative Transients Program*) e EMTP (*Electromagnetic Transients Program*), diferentes modelos foram propostos. Esses modelos, denominados de “parâmetros distribuídos” e propostos em (MARTÍ, 1982; MARTÍ, 1988; MORCHED, GUSTAVSEN, TARTIBI, 1999), utilizam a teoria de propagação de ondas e a decomposição modal para a representação do comportamento eletromagnético de linhas de transmissão.

Entretanto, a utilização desses modelos demanda tempo e recursos computacionais consideráveis. Logo, a aplicação em condições dependentes do quesito tempo computacional, como, por exemplo, para a detecção e proteção de sistemas elétricos, torna-se impraticável, restringindo a sua utilização a simuladores computacionais.

Como resultado da limitação computacional estabelecida pelos modelos de parâmetros distribuídos, bem como a existência de aplicações onde haja a necessidade de modelos equivalentes com base em elementos de circuitos elétricos, a representação por parâmetros concentrados torna-se atrativa. Para tanto, são utilizados modelos equivalentes, como π ou RL, adequados às diferentes topologias e características de linhas de transmissão ou distribuição e cujos parâmetros são usualmente calculados através das Equações de Carson (CARSON, 1926). De forma similar às equações de Carson, a formulação proposta em (AMETANI, 1980) é disponibilizada em programas do tipo EMTP para o cálculo da impedância e da admitância de cabos subterrâneos.

Assim, a escolha do modelo de linhas torna-se dependente da análise a ser executada. A Tabela 5, obtida em (MARTINEZ, GUSTAVSEN, DURBAK, 2005), ilustra a importância de diferentes tópicos para a modelagem de linhas aéreas, bem como os modelos adequados a cada tipo de transitório. Com base na Tabela 5, observa-se que a assimetria de linhas, característica típica de linhas de distribuição, bem com a dependência dos parâmetros com a frequência, é fator importante para a representação de transitórios de baixa frequência, como, por exemplo, faltas.

Tabela 5: Guia para modelagem de linhas aéreas.

Tópico	Transitórios de baixa frequência	Transitórios com frente de onda lenta	Transitórios com frente de onda rápida	Transitórios com frente de onda muito rápida
Representação de linhas transpostas	Parâmetros Concentrados em circuito π polifásico	Parâmetros distribuídos em modelo polifásico	Parâmetros distribuídos em modelo polifásico	Parâmetros distribuídos em modelo monofásico
Assimetrias de linhas	Importante	As assimetrias capacitivas e indutivas são sempre importantes, exceto para estudos estatísticos, onde a assimetria indutiva é desprezível	Desprezível apenas para simulações monofásicas	Desprezível
Parâmetros dependentes da frequência	Importante	Importante	Importante	Importante
Efeito Corona	Importante caso a tensão de fase dos condutores ultrapassar a tensão de incidência do efeito Corona	Desprezível	Muito importante	Desprezível

Fonte: Martinez, Gustavsen, Durbak, 2005.

Neste capítulo serão apresentados diferentes modelos para a representação de linhas de distribuição através de parâmetros concentrados e distribuídos. A formulação para o cálculo dos parâmetros concentrados de linhas de distribuição de topologia aérea e subterrânea também será contemplada através da descrição das Equações de Carson.

5.1 MODELAGEM DE LINHAS DE DISTRIBUIÇÃO POR PARÂMETROS CONCENTRADOS

A modelagem através de parâmetros concentrados tem como objetivo a representação da linha de distribuição através de elementos de circuitos elétricos. Para tanto, estes são arranjados de forma a representar as características eletromagnéticas dos condutores. Modelos como circuito π ou RL representam o comportamento eletromagnético da linha de distribuição através de parâmetros concentrados calculados em uma determinada frequência, tipicamente a frequência nominal do sistema.

5.1.1 Parâmetros Concentrados

A modelagem de linhas através de parâmetros concentrados é baseada em quatro elementos: resistência (R), indutância (L), capacitância (C) e condutância (G). Destes, resistência e indutância são denominados “parâmetros série” e compõem a matriz de impedância série ($Z = R + j\omega L$), enquanto capacitância e condutância são os elementos em derivação, que compõem a matriz admitância *shunt* ($Y = G + j\omega C$). Tais elementos apresentam natureza unifor-

memente distribuída ao longo do comprimento da linha, entretanto, são agrupados e concentrados, conforme o modelo equivalente adotado.

5.1.1.1 Resistência

A resistência de um condutor representa, segundo (GRAINGER, STEVENSON JR., 1994), a relação entre as perdas no condutor e a corrente circulante, conforme a expressão (5.1), onde $|I|$ é módulo da corrente que circula no condutor em ampères.

$$R = \frac{\text{perdas}}{|I|^2} \Omega \quad (5.1)$$

Entretanto, a correta determinação dos valores de resistência é dependente do efeito pelicular¹ (*skin effect*). A influência desse fenômeno é proporcional ao aumento da frequência, sendo observável em 60 Hz. Como resultado, a resistência efetiva de condutores submetidos às correntes alternadas é superior à resistência de condutores expostos a correntes contínuas de mesma amplitude (GROSS, 1986; SAADAT, 2002).

A utilização de condutores compostos por diversos fios trançados também implica uma maior resistência do condutor em relação à resistência teórica. Tal efeito é resultado da forma construtiva, onde os fios são agrupados em forma espiral, resultando em um maior comprimento do que o próprio condutor. Esta característica resulta em um aumento da resistência de 1% para condutores com três fios e 2% para fios concêntricos (GRAINGER, STEVENSON JR., 1994). Segundo (SAADAT, 2002), a resistência dos condutores é ainda afetada pela temperatura. A relação entre resistência e temperatura pode ser considerada linear para a faixa de temperaturas ambiente e representada por:

$$R_2 = R_1 \cdot \frac{T + t_2}{T + t_1} \quad (5.2)$$

sendo R_2 e R_1 as resistências do condutor nas temperaturas t_1 e t_2 . T representa a temperatura constante dependente do tipo de material (228 °C para condutores de Alumínio).

Em função de tais efeitos sobre a resistência dos condutores, esta é tipicamente determinada a partir das informações obtidas em catálogos de fabricantes (SAADAT, 2002; KERSTING, 2002).

5.1.1.2 Indutância

A indutância é, segundo (ELGERD, 1971), o elemento mais importante na modelagem de linhas por parâmetros concentrados. A indutância representa os campos magnéticos gerados pela circulação de corrente no condutor e relaciona a razão entre as linhas de fluxo magnético e a corrente circulante, conforme (5.3).

$$L = \frac{\lambda}{i} \quad (5.3)$$

Onde λ e i são o fluxo magnético e a corrente instantânea no condutor, respectivamente.

A indutância de um condutor pode ser definida como a soma entre os fluxos internos e externos para o condutor. Assim, a determinação das indutâncias próprias e mútuas de linhas de distribuição, ou transmissão, é dependente de fatores como o número de fases e condutores, o espaçamento entre os condutores, a existência de transposições², além de dados construtivos dos condutores. A formulação para o cálculo da indutância de linhas de energia, consi-

¹ Tendência da corrente elétrica alternada estar concentrada na superfície do condutor.

² Alteração da configuração da linha de transmissão de modo a que cada fase ocupe as possíveis posições físicas em 1/3 do comprimento total da linha, visando à eliminação de componentes mútuas.

derando esses aspectos, é apresentada em detalhes na literatura, como, por exemplo, em (GROSS, 1986; GRAINGER, STEVENSON JR., 1994; SAADAT, 2002).

5.1.1.3 Capacitância

A capacitância é resultado da diferença de potencial entre os condutores ou entre condutor e terra, sendo determinada através da expressão (5.4) (KERSTING, 2002).

$$V_{ij} = \frac{1}{2\pi\epsilon} \cdot \sum_{n=1}^N q_n \cdot \ln \frac{D_{nj}}{D_{ni}} \quad (5.4)$$

Onde:

- ϵ permissividade do meio;
- q_n densidade de carga no condutor n ;
- D_{ni} distância entre os condutores n e i ;
- D_{nj} distância entre os condutores n e j ;
- RD_n raio do condutor n .

Assim, a capacitância de um condutor é dependente de fatores como tamanho e espaçamento entre os condutores, cuja formulação detalhada, considerando esses aspectos, é descrita em (GRAINGER, STEVENSON JR., 1994; SAADAT, 2002).

Segundo (STEVENSON JR., 1974), o efeito da capacitância é considerado desprezível para a modelagem para linhas de transmissão de até 80 km. Porém, em linhas de tensões elevadas e mais extensas, este parâmetro passa a ser de grande importância.

O efeito da capacitância também é não-desprezível na modelagem de linhas subterrâneas. Cabos subterrâneos, devido a suas características construtivas, apresentam capacitâncias muito mais elevadas que condutores aéreos (KUNDUR, 1994; SHORT, 2004). Neste caso, em função de as linhas subterrâneas apresentarem comprimentos significativamente inferiores em relação às linhas aéreas, resulta em uma baixa influência dos parâmetros de impedância série no modelo equivalente. Assim, é possível, em alguns casos, a representação de linhas subterrâneas unicamente como uma capacitância concentrada (DOMMEL, 1995).

5.1.1.4 Condutância

A condutância quantifica a dispersão de corrente através de cadeia de isoladores e na isolação de cabos subterrâneos e devido ao efeito Corona (KUNDUR, 1994). Segundo (GRAINGER, STEVENSON JR., 1994; ELGERD, 1971), tal parâmetro é usualmente desprezado devido à inexistência de uma formulação confiável para a sua quantificação. Três aspectos básicos contribuem para que a condutância seja desprezada na modelagem de linhas: fuga desprezível de corrente através da cadeia de isoladores e em cabos subterrâneos; dependência da condutância frente às condições climáticas, como umidade atmosférica e conteúdo salino; e das propriedades condutoras dos poluentes que envolvem as cadeias de isoladores.

5.1.2 Equações de Carson

Devido ao fato de que linhas de distribuição são redes tipicamente desbalanceadas e não-transpostas, a formulação para o cálculo dos parâmetros concentrados não deve realizar aproximações referente ao espaçamento dos condutores, suas dimensões e sobre a existência de transposição (KERSTING, 2002). Para tanto, é usual a utilização da formulação desenvolvida em (CARSON, 1926), a qual resulta nas impedâncias próprias e mútuas de um número qualquer de condutores, independentemente de sua topologia construtiva. A formulação proposta por Carson serve desde então como base para o cálculo das impedâncias de linhas onde há fluxo de corrente para a terra (ANDERSON, 1995). A técnica tem como base a utilização de condutores imagens, onde é suposto que para cada condutor a uma dada distância acima da

terra exista um condutor imagem disposto a uma mesma distância sob a terra, conforme ilustrado pela Figura 21.

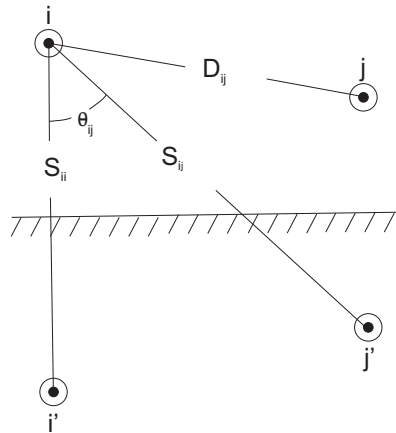


Figura 21: Condutores i e j e suas imagens i' e j' .

Adicionalmente, a formulação proposta por Carson supõe que a terra é uma superfície infinita, uniforme, de resistência constante e que os efeitos introduzidos pelos condutores de neutro na frequência nominal podem ser desprezados.

Conforme (KERSTING, 2002), as equações de Carson para o cálculo da impedância própria (z_{ii}) por unidade de comprimento de um suposto condutor i e da impedância mútua (z_{ij}) entre os condutores i e j são dadas por (5.5) e (5.6), respectivamente, cuja unidade é Ohms/milha.

$$z_{ii} = r_i + 4 \cdot \omega \cdot P_{ii} \cdot G + j \cdot \left(X_i + 2 \cdot \omega \cdot G \cdot \ln \frac{S_{ii}}{RD_i} + 4 \cdot \omega \cdot Q_{ii} \cdot G \right) \quad (5.5)$$

$$z_{ij} = 4 \cdot \omega \cdot P_{ij} \cdot G + j \cdot \left(2 \cdot \omega \cdot G \cdot \ln \frac{S_{ij}}{D_{ij}} + 4 \cdot \omega \cdot Q_{ij} \cdot G \right) \quad (5.6)$$

Onde:

- r_i resistência do condutor i por unidade de comprimento (Ω /milha);
- ω frequência angular do sistema (rad/s);
- G $0,1609344 \times 10^{-3}$ (Ω /milha);
- D_{ij} distância entre os condutores i e j (pés);
- S_{ij} distância entre o condutor i e a imagem do condutor j (pés);

$$X_i = 2 \cdot \omega \cdot G \cdot \ln \frac{RD_i}{GMR_i} \quad (5.7)$$

$$P_{ij} = \frac{\pi}{8} - \frac{1}{3\sqrt{2}} \cdot k_{ij} \cdot \cos(\theta_{ij}) + \frac{k_{ij}^2}{16} \cdot \cos(2\theta_{ij}) \cdot \left(0.6728 + \ln \frac{2}{k_{ij}} \right) \quad (5.8)$$

$$Q_{ij} = -0.0386 + \frac{1}{2} \cdot \ln \frac{2}{k_{ij}} + \frac{1}{3\sqrt{2}} k_{ij} \cdot \cos(\theta_{ij}) \quad (5.9)$$

$$k_{ij} = 8.565 \times 10^{-4} \cdot S_{ij} \cdot \sqrt{\frac{f}{\rho}} \quad (5.10)$$

- RD_i raio do condutor i (pés);
- GMR_i raio geométrico médio do condutor i (pés);
- θ_{ij} ângulo entre as linhas que conectam o condutor i a sua imagem i' e a imagem do condutor j (j');
- f frequência nominal do sistema;
- ρ resistividade da terra (Ω /milha).

Segundo (KERSTING, 2002; SHORT 2004), considerando que linhas de distribuição são redes de alturas relativamente baixas, os termos dependentes da altura em (5.8) e (5.9), representados por θ_{ij} , podem ser desprezados, resultando em (5.11) e (5.12), respectivamente.

$$P_{ij} = \frac{\pi}{8} \quad (5.11)$$

$$Q_{ij} = -0.0386 + \frac{1}{2} \cdot \ln \frac{2}{k_{ij}} \quad (5.12)$$

A partir das equações modificadas (5.11) e (5.12) e através de substituições e manipulações algébricas, as expressões referentes às impedâncias próprias e mútuas por unidade de comprimento são calculadas por (5.13) e (5.14), respectivamente (KERSTING, 2002).

$$z_{ii} = r_i + r_d + j\omega k \cdot \ln \left(\frac{D_e}{D_s} \right) \quad (5.13)$$

$$z_{ij} = r_d + j\omega k \cdot \ln \left(\frac{D_e}{D_{ij}} \right) \quad (5.14)$$

Em (5.13) e (5.14), r_i representa a resistência por unidade de comprimento do condutor e r_d é a resistência do condutor fictício de retorno à terra d (o qual está localizado sob a terra), ilustrado na Figura 22. Segundo (ANDERSON, 1999), o raio do condutor d é suposto como unitário e está localizado sob a terra a uma profundidade dependente da frequência e da resistividade da terra. A resistência por unidade de comprimento r_d é dependente da frequência do sistema (f) e calculada por:

$$r_d = 9.869 \times 10^{-3} \cdot f \quad (5.15)$$

Ainda, em (5.13) e (5.14), o termo ωk , o qual multiplica a componente imaginária de ambas as expressões, é dependente da frequência e do sistema de unidades utilizado, conforme descrito na Tabela 6, obtida em (ANDERSON, 1999).

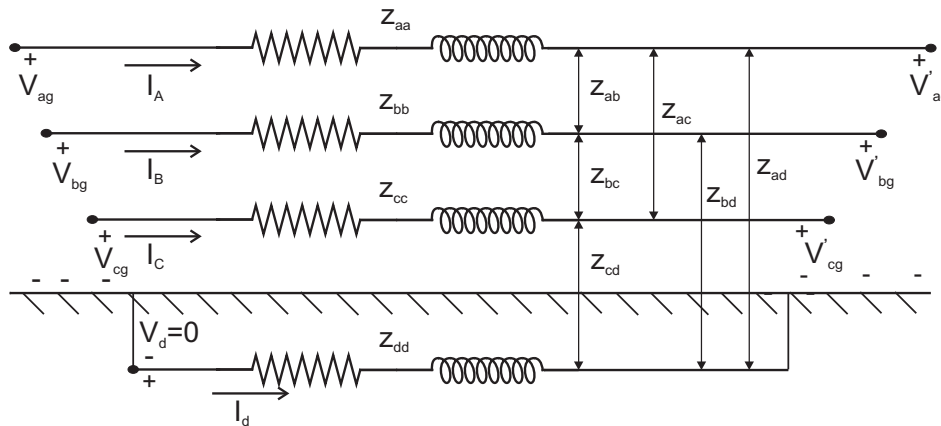


Figura 22: Modelo para as equações de Carson.

Tabela 6: Constante ωk .

Frequência	Unidade de comprimento	ωk
$f = 50$ Hz	km	0,06283
	milhas	0,10111
$f = 60$ Hz	km	0,07539
	milhas	0,12134

Fonte: Anderson, 1999.

O parâmetro (D_e) em (5.13) e (5.14) foi definido por Carson como função da resistividade da terra (ρ) e da frequência do sistema (f), sendo expressa por (5.16), onde k_D é uma constante dependente do sistema métrico utilizado e equivalente a 2160 ou 660, para dados em pés ou metros, respectivamente (ANDERSON, 1999).

$$D_e = k_D \sqrt{\frac{\rho}{f}} \quad (5.16)$$

Em função da dependência de (5.16) com a resistividade do solo, a Tabela 7 obtida de (ANDERSON, 1999), apresenta valores típicos a diferentes tipos de solos.

Tabela 7: Resistividade típica de solos.

Solo	Resistividade (Ωm)
Água do mar	0.01 – 1
Terra úmida	10 – 100
Valor médio da terra	100
Terra seca	1000
Ardósia pura	10^7
Arenito	10^9

Fonte: Anderson, 1999.

Finalmente, supondo a resistividade média da terra ($\rho = 100 \Omega\text{m}$), conforme proposto em (ANDERSON, 1999; KERSTING, 2002), e uma frequência nominal de 60 Hz, as impedâncias por unidade de comprimento (Ω/km) de um condutor i e entre os condutores i e j podem ser calculados através de (5.17) e (5.18), respectivamente.

$$z_{ii} = r_i + 0,05921 + j0,07539 \cdot \ln\left(\frac{852,06}{D_s}\right) \quad (5.17)$$

$$z_{ij} = 0,05921 + j0,07539 \cdot \ln\left(\frac{852,06}{D_{ij}}\right) \quad (5.18)$$

Onde r_i é a resistência própria do condutor i por unidade de comprimento (Ω/km), D_s é o raio geométrico médio (GMR) do condutor i em metros e D_{ij} é a distância em metros entre os condutores i e j .

Com base nas expressões genéricas (5.13) e (5.14), as impedâncias próprias e mútuas de uma seção de linha são calculadas como funções das características dos espaçamentos entre os condutores localizados em postes ou torres, no caso de linhas aéreas e em tubulações, ou diretamente enterradas a terra, no caso de linhas subterrâneas. A partir das impedâncias calculadas, diferentes modelos para linhas trifásicas, bifásicas ou monofásicas podem ser desenvolvidos (KERSTING; PHILLIPS, 1995).

5.1.3 Impedância Série de Linhas de Distribuição Aéreas

A aplicação das equações de Carson resulta nas impedâncias próprias e mútuas de um número n de condutores. Assim, o agrupamento sob a forma matricial produz uma matriz impedância de dimensão $n \times n$. Deste modo, caso o sistema seja composto por três condutores de fase e um de neutro (caso típico em sistemas de distribuição em baixa tensão), a matriz impedância primitiva resultante é de dimensão 4×4 (5.19).

$$Z = \begin{bmatrix} Z_{aa} & Z_{ab} & Z_{ac} & Z_{an} \\ Z_{ba} & Z_{bb} & Z_{bc} & Z_{bn} \\ Z_{ca} & Z_{bc} & Z_{cc} & Z_{cn} \\ Z_{na} & Z_{nb} & Z_{nc} & Z_{nn} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [Z_{ij}] & [Z_{in}] \\ [Z_{nj}] & [Z_{nn}] \end{bmatrix} \quad (5.19)$$

Entretanto, a utilização de (5.19) em grande parte das aplicações existentes é impossibilitada em função de sua dimensão. Logo, é necessária a transformação da matriz impedância primitiva, em uma matriz de dimensão 3x3, usual em aplicações de sistemas elétricos. Uma das possibilidades é a utilização da redução de Kron (KRON, 1952), expressa por (5.20) e cuja formulação é apresentada em detalhes no Anexo A.

$$[z_{abc}] = [z_{ij}] - [z_{in}] \cdot [z_{nm}]^{-1} \cdot [z_{nj}] = \begin{bmatrix} z_{aa} & z_{ab} & z_{ac} \\ z_{ba} & z_{bb} & z_{bc} \\ z_{ca} & z_{cb} & z_{cc} \end{bmatrix} \quad (5.20)$$

Finalmente, a partir das equações modificadas de Carson e da redução de Kron, obtém-se uma matriz de impedâncias por unidade do comprimento (5.20) para o sistema de distribuição com condutores aéreos.

5.1.4 Impedância Série de Linhas de Distribuição Subterrâneas

A matriz impedância de linhas de distribuição subterrâneas é calculada através das equações modificadas de Carson e da redução de Kron, de forma similar ao apresentado no caso de linhas aéreas. Sistemas aéreos e subterrâneos diferem-se apenas nas configurações dos condutores, resultando em matrizes de impedâncias primitivas de dimensões distintas.

Conforme ilustrado pelas Figuras 23 e 24, dois tipos de condutores são tipicamente utilizados em RDS: cabos com neutro concêntrico ou com fita de blindagem (*tape shielded cable*), respectivamente (KERSTING, 2002).

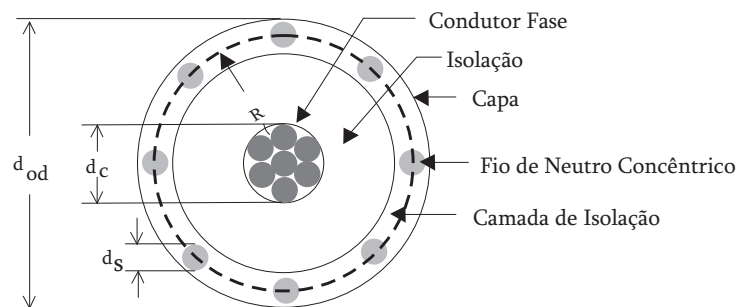


Figura 23: Condutor subterrâneo com neutro concêntrico.

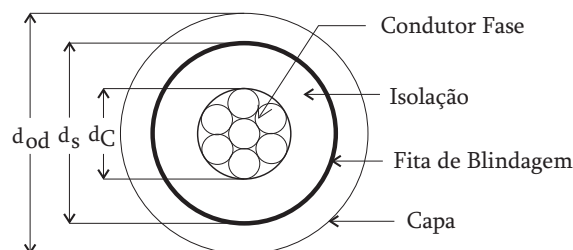


Figura 24: Condutor subterrâneo com fita de blindagem (*tape shielded cable*).

Conforme (SHORT, 2004), a função do neutro concêntrico, bem como da fita de blindagem, é distinta. A fita de blindagem representa uma barreira metálica que circunda a isolamento do cabo, garantindo que o potencial da seção externa seja próximo a zero. Esse elemento permite o fluxo de correntes de retorno ou, ainda, correntes de falta, além de proteger o cabo frente às descargas atmosféricas e correntes de faltas oriundas de outras fontes. Entretanto, em função de sua elevada resistência, a fita de blindagem não visa à condução de correntes de desequilíbrio provocadas por cargas desbalanceadas, sendo esse tipo de cabo usualmente aplicado em alimentadores do tipo tronco, com baixo teor de desequilíbrio entre as correntes do sistema.

O neutro concêntrico, por sua vez, representa uma blindagem ao condutor com a capacidade de circulação de grande parte das correntes desbalanceadas. Dois tipos de cabos de neutro concêntrico são disponíveis comercialmente: neutro completo e $\frac{1}{3}$ de neutro. Cabos de neutro completo possuem a resistência dos condutores de neutro igual ao condutor fase, sendo aplicado predominantemente em cargas residenciais, em função do elevado desequilíbrio de cargas. Por sua vez, a resistência equivalente de neutro em cabos de $\frac{1}{3}$ de neutro equivale a $\frac{1}{3}$ da resistência do condutor de fase. Este tipo de cabo é aplicado onde o desequilíbrio entre as correntes do sistema é reduzido, como em cargas comerciais trifásicas, ou, ainda, em alimentadores do tipo tronco (SHORT, 2004).

A diferença construtiva entre cabos subterrâneos com neutro concêntrico e fita de blindagem resulta em modos distintos para a aplicação das equações modificadas de Carson e, portanto, são tratadas separadamente, conforme apresentado a seguir.

5.1.4.1 Condutores Subterrâneos com Neutro Concêntrico

Condutores subterrâneos com neutro concêntrico são constituídos por um condutor de fase central, coberto por uma fina camada de material semiconductor revestida por material isolante. Sobre o revestimento isolante, é inserida uma nova camada de material semiconductor e, por cima desta, são dispostos os condutores de neutro concêntrico, espiralados ao longo do condutor e espaçados uniformemente.

A aplicação das equações modificadas de Carson (5.17) e (5.18) faz uso de parâmetros específicos de cabos, os quais são obtidos através de catálogos de fabricantes. São utilizados no equacionamento os seguintes parâmetros:

- d_c diâmetro do condutor de fase;
- d_{od} diâmetro externo do condutor;
- d_s diâmetro dos fios que compõem o neutro concêntrico;
- GMR_c raio geométrico médio do condutor de fase;
- GMR_s raio geométrico médio dos condutores que compõem o neutro concêntrico;
- r_c resistência do condutor de fase;
- r_s resistência dos condutores que compõem o condutor neutro;
- k número de condutores que compõem o neutro concêntrico.

Segundo (KERSTING, 2002), em função da existência de diversos condutores que constituem o neutro concêntrico é necessária a obtenção de um modelo equivalente para o condutor de neutro. Para tanto, são agrupados os n condutores de neutro em um único condutor equivalente. Assim, o raio geométrico do neutro concêntrico equivalente (GMR_{cn}) é calculado através de:

$$GMR_{cn} = \sqrt[k]{GMR_s \cdot k \cdot R^{k-1}} \quad (5.21)$$

onde R é o raio de um círculo passando pelo centro dos condutores de neutro, conforme ilustrado na Figura 24 e calculado por (5.22).

$$R = \frac{d_{od} - d_s}{24} \quad (5.22)$$

Segundo (KERSTING, 2002), a resistência equivalente do neutro concêntrico (r_{cn}) é função do número de condutores que compõem o neutro, sendo calculada por:

$$r_{cn} = \frac{r_s}{k} \quad (5.23)$$

A aplicação das Equações de Carson em condutores subterrâneos com neutro concêntrico utiliza as distâncias equivalentes entre os condutores, sejam eles condutores de fase quanto de neutro, expressas conforme a Tabela 8.

Tabela 8: Distâncias equivalentes entre os condutores de neutro concêntrico.

Condutores	Distância equivalente
Neutro concêntrico e condutor de fase próprio	$D_{ij} = R = \frac{d_{od} - d_s}{24}$
Neutro concêntrico e neutro concêntrico adjacente	Distância centro a centro entre os condutores fase
Neutro concêntrico e condutor de fase adjacente	$D_{ij} = \sqrt[k]{D_{nm}^k - R^k}$, onde D_{nm} é a distância centro a centro dos condutores fase.

Fonte: Kersting, 2002.

Segundo (KERSTING, 2002), em cabos de neutro concêntrico instalados em banco de dutos, a distância equivalente entre o neutro concêntrico e o condutor de fase adjacente pode ser aproximada pela distância centro a centro entre os condutores fase. Tal aproximação é resultado de esta distância ser muito superior em relação ao raio R .

Com base nestas informações, as impedâncias de cabos com neutro concêntrico são calculadas através das Equações de Carson. Supondo um sistema trifásico composto por três condutores de fase e sem a existência de condutor específico de neutro (condição típica de alimentadores subterrâneos de média tensão), a formulação resulta em uma matriz de impedâncias primárias de dimensão 6x6. A obtenção da matriz impedância de dimensão 3x3 é realizada novamente pela redução de Kron, apresentada no Anexo A.

5.1.4.2 Condutores Subterrâneos com Fita de Blindagem

Condutores subterrâneos com fita de blindagem (*tape shielded cables*) são compostos por um condutor de fase central, coberto por uma camada de material semicondutor, onde é depositado o material isolante. Sobre o material isolante, uma nova camada de material semicondutor é depositada; e, acima, é colocada a fita de blindagem, composta por material condutor e revestida pelo isolante plástico externo do cabo.

A aplicação das equações de Carson (5.17) e (5.18) em condutores subterrâneos com fita de blindagem faz uso dos seguintes dados (KERSTING, 2002):

d_c diâmetro do condutor de fase;

d_s diâmetro externo da malha de terra;

d_{od} diâmetro externo do condutor;

T espessura da lâmina de material condutor da fita de blindagem.

A partir dessas informações, as quais são disponibilizadas em catálogos e manuais de fabricantes, são aplicadas as equações modificadas de Carson. Para tanto, é necessário o conhecimento da resistência por unidade de comprimento (Ω /milha) da fita de blindagem, calculada através de (5.24) (KERSTING, 2002):

$$r_{fita} = 7.9385 \times 10^8 \cdot \frac{\rho}{d_s \cdot \frac{T}{1000}} \quad (5.24)$$

Onde ρ é a resistividade do material (Ωm @ 50°C) e d_s e T são dados em polegadas.

De forma similar ao cabo subterrâneo de neutro concêntrico, é necessária a utilização de um raio geométrico médio relativo à fita de blindagem (GMR_{fita}), representado pelo raio de um círculo que passa pelo meio da fita de blindagem e expresso por (5.25):

$$GMR_{fita} = 0.5 \cdot d_s - T \quad (5.25)$$

Com base nos parâmetros intrínsecos dos condutores, a aplicação das equações de Carson faz uso das distâncias equivalentes entre os condutores, apresentadas na Tabela 9.

Tabela 9: Distâncias equivalentes entre os condutores com fita de blindagem.

Condutores	Distância equivalente
Neutro concêntrico e condutor de fase próprio	$D_{ij} = GMR_{fita}$
Neutro concêntrico e neutro concêntrico adjacente	Distância centro a centro entre os condutores fase
Neutro concêntrico e condutor de fase adjacente	Distância centro a centro entre os condutores fase

Fonte: Kersting, 2002.

De forma similar ao cabo com neutro concêntrico, considerando um sistema composto por apenas três condutores de fase do tipo *tape shielded*, a matriz impedância primitiva resultante é de dimensão 6x6. Novamente, a aplicação da redução de Kron resulta em uma matriz de impedância de dimensão 3x3.

5.1.5 Admitância *Shunt* de Linhas de Distribuição Aéreas

A admitância *shunt* é composta pela capacitância e pela condutância, a qual é usualmente ignorada devido a seu valor desprezível frente à capacitância da linha de distribuição. Em processo semelhante ao proposto por Carson, a matriz de admitância *shunt* de linhas de distribuição aéreas é calculada através do uso de condutores imagens, cujas cargas têm sentido contrário às cargas dos condutores reais ($q'_i = -q_i$ e $q'_j = -q_j$), conforme ilustrado pela Figura 21 e descrito em detalhes em (KERSTING, 2002).

Como resultado da formulação descrita em (KERSTING, 2002), a diferença de potencial entre um condutor i e a terra é expressa por:

$$V_{ig} = P_{ii} \cdot q_i + P_{ij} \cdot q_j \quad (5.26)$$

onde P_{ii} e P_{ij} são os coeficientes de potencial próprios e mútuos, os quais são dependentes do meio e das distâncias entre os condutores e dados por (5.27) e (5.28).

$$P_{ii} = \frac{1}{2\pi\epsilon} \cdot \ln \frac{S_{ii}}{RD_i} \quad (5.27)$$

$$P_{ij} = \frac{1}{2\pi\epsilon} \cdot \ln \frac{S_{ij}}{D_{ij}} \quad (5.28)$$

Onde:

- ϵ permissividade do meio (F/metro);
- S_{ii} distância entre o condutor i e a sua imagem (i');
- RD_i raio do condutor i ;
- S_{ij} distância entre o condutor i e a imagem do condutor j (j');
- D_{ij} distância entre o condutor i e o condutor j .

Com base nos coeficientes de potencial próprios e mútuos de um sistema de n condutores é possível a construção da matriz de coeficientes P , de dimensão resultante $n \times n$:

$$[P] = \begin{bmatrix} P_{aa} & P_{ab} & \cdots & P_{an} \\ P_{ba} & P_{bb} & \cdots & P_{bn} \\ \vdots & \vdots & \cdots & \vdots \\ P_{na} & P_{nb} & \cdots & P_{nn} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [P_{ij}] & [P_{in}] \\ [P_{nj}] & [P_{nn}] \end{bmatrix} \quad (5.29)$$

De forma similar ao realizado para a obtenção da matriz de impedância série de dimensões 3x3, a redução de Kron é novamente utilizada. Considerando o condutor de neutro aterrado, a matriz de coeficientes P resulta em (KERSTING, 2002):

$$[P_{abc}] = [P_{ij}] - [P_{in}] \cdot [P_{nn}]^{-1} \cdot [P_{nj}] = \begin{bmatrix} P_{aa} & P_{ab} & P_{ac} \\ P_{ba} & P_{bb} & P_{bc} \\ P_{ca} & P_{cb} & P_{cc} \end{bmatrix} \quad (5.30)$$

Finalmente, através da matriz coeficientes de potencial, a matriz de capacitância por unidade de comprimento de um condutor é obtida por meio de (5.31).

$$[C_{abc}] = [P_{abc}]^{-1} \quad (5.31)$$

A partir de (5.31) e desprezando a condutância *shunt*, resulta na matriz de admitância *shunt* por unidade de comprimento para linhas de distribuição aéreas:

$$[y_{abc}] = j \cdot \omega \cdot [C_{abc}] \quad (5.32)$$

onde ω é a frequência angular nominal do sistema, dada em rad/s.

5.1.6 Admitância *Shunt* de Cabos Subterrâneos com Neutro Concêntrico

Condutores subterrâneos com neutro concêntrico são compostos basicamente pelo condutor de fase central e os fios que compõem o neutro concêntrico, espaçados uniformemente. Considerando os neutros concêntricos aterrados sob o mesmo potencial, o campo elétrico criado pelas cargas do condutor de fase é restrito à região do neutro concêntrico. Logo, o campo elétrico mútuo entre condutores de fases distintas é nulo e, conseqüentemente, a matriz de admitância *shunt* possui apenas termos próprios, sem a presença de componentes capacitivas mútuas (KERSTING, 2002).

Com base nessas considerações e fazendo uso da diferença de potencial entre o condutor de fase e os condutores que compõem o neutro concêntrico, cujo desenvolvimento é apresentado em detalhes em (KERSTING, 2002), a capacitância própria de um condutor subterrâneo *i* com neutro concêntrico é calculada através de (5.33).

$$C_{ig} = \frac{2 \cdot \pi \cdot \varepsilon}{\ln \frac{R_b}{RD_c} - \frac{1}{k} \left(\ln \frac{k \cdot RD_s}{R_b} \right)} \quad (5.33)$$

Onde:

R_b distância entre o centro do condutor de fase e os condutores de neutro;

$$RD_c = \frac{d_c}{2} \quad (5.34)$$

d_c diâmetro do condutor de fase;

k número de condutores de neutro;

$$RD_s = \frac{d_s}{2} \quad (5.35)$$

d_s diâmetro do condutor que compõe o neutro concêntrico.

Finalmente, a admitância *shunt* por unidade de comprimento de um cabo subterrâneo com neutro concêntrico, desprezando o efeito da condutância, é calculada por:

$$y_{ag} = j\omega \cdot \frac{2 \cdot \pi \cdot \varepsilon}{\ln \frac{R_b}{RD_c} - \frac{1}{k} \left(\ln \frac{k \cdot RD_s}{R_b} \right)} \quad (5.36)$$

onde ω é a frequência angular nominal do sistema em rad/s.

A Tabela 10 apresenta valores típicos de permissividades relativas (ε_r) de materiais utilizados como isolantes em cabos subterrâneos.

Tabela 10: Valores típicos de permissividade relativa.

Material	ϵ_r
PVC	3.4 – 8.0
EPR	2.5 – 3.5
PE	2.5 – 3.6
XLPE	2.3 – 6.0

Fonte: Kersting, 2002.

5.1.7 Admitância *Shunt* de Cabos Subterrâneos com Fita de Blindagem

De forma idêntica aos condutores com neutro concêntrico, o campo elétrico de condutores subterrâneos com fita de blindagem é confinado ao próprio condutor. Assim, a matriz de admitância *shunt* é composta apenas pelas componentes próprias, sem a existência de componentes capacitivas mútuas entre condutores (KERSTING, 2002).

Em função da fita de blindagem ser uma fina lâmina condutora, esta pode ser considerada como um número infinito de fios de neutro concêntrico agrupados lado a lado. Com base na equação (5.36) e supondo um número infinito de condutores ($k \rightarrow \infty$) e ignorando o efeito da condutância, a admitância *shunt* por unidade de comprimento de um cabo do tipo *tape shielded* é calculada através de (KERSTING, 2002):

$$y_{ag} = j\omega \cdot \frac{2 \cdot \pi \cdot \epsilon}{\ln \frac{R_b}{RD_c}} \quad (5.37)$$

onde:

R_b distância entre o centro do condutor de fase e a fita de blindagem;

$$RD_c = \frac{d_c}{2}$$

d_c diâmetro do condutor de fase;

ω freqüência angular nominal do sistema (rad/s).

5.1.8 Modelos de Linhas de Distribuição

Com base nos parâmetros concentrados, cujas formulações foram apresentadas nas seções anteriores, estes são agrupados através de modelos equivalentes de forma a representar o comportamento eletromagnético de linhas de transmissão e distribuição. Nesta seção, modelos típicos de linhas de distribuição são apresentados.

5.1.8.1 Modelo π -Nominal

O modelo π -nominal, cuja representação de um sistema trifásico é ilustrada pela Figura 25, é definido por (KERSTING, 2002) como o modelo exato de um segmento de linha de distribuição. Essa definição é resultado de o modelo ser constituído pelas matrizes de impedância série e admitância *shunt*, calculadas pelas Equações de Carson na freqüência de interesse. Assim, é possível a representação de linhas aéreas ou subterrâneas trifásicas, bifásicas ou monofásicas, considerando o efeito pelicular, bem como as correntes de retorno à terra. Entretanto, a dependência dos parâmetros de linha com a freqüência não é representada pelo modelo π -nominal, impossibilitando a sua utilização em linhas eletricamente longas (POWER SYSTEM RELAYING COMMITTEE, 2004).

A utilização do modelo π -nominal em análises transitórias não é, conforme (POWER SYSTEM RELAYING COMMITTEE, 2004), a escolha mais adequada. Neste caso, a representação de efeitos transitórios é limitada a uma faixa de freqüências restrita. Entretanto, esse

modelo tem sido utilizado para a representação de fenômenos transitórios através do cascadeamento³ de circuitos π -nominais, ampliando a faixa de frequências representada e permitindo que seja aproximada a dependência com a frequência dos fatores de correção hiperbólicos (MARTÍ; MARTÍ; DOMMEL, 1993). No entanto, tal procedimento implica o aparecimento de reflexões nos pontos de intersecção dos circuitos π . A Tabela 11, obtida de (POWER SYSTEM RELAYING COMMITTEE, 2004), apresenta uma regra prática para a definição do número de seções de circuitos π conforme as frequências a serem representadas.

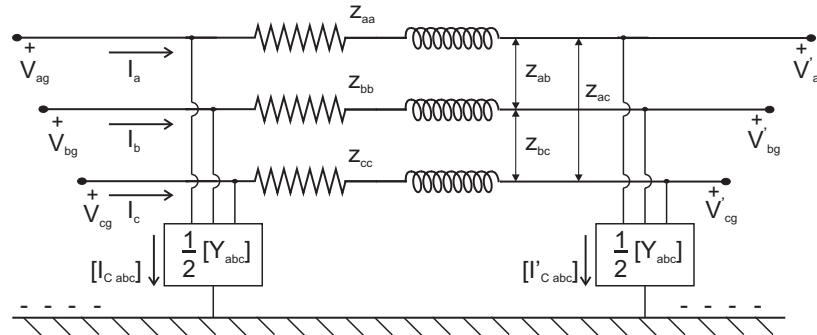


Figura 25: Modelo π -nominal.

Tabela 11: Relação de número de seções para diferentes faixas de frequências.

Frequência (Hz)	Circuitos π
100	1
700	8
1 – 2 kHz	15-20

Fonte: Power System Relaying Committee, 2004.

Ainda, segundo (DOMMEL, 1995), a utilização do modelo π -nominal para a modelagem de linhas subterrâneas permite a correta representação do efeito capacitivo. Entretanto, esse modelo ignora a elevada dependência da impedância série com a frequência.

5.1.8.2 Modelo RL

O modelo RL, cuja representação trifásica é ilustrada pela Figura 26, representa uma simplificação do modelo π -nominal, onde o efeito da capacitância *shunt* é ignorado. Esta simplificação é usualmente aplicada em sistemas onde a componente capacitiva possui valor desprezível, como, por exemplo, em linhas de distribuição aéreas, ou ainda em linhas aéreas de transmissão de comprimento inferior a 80 km (KERSTING, 2002; SAADAT, 2002).

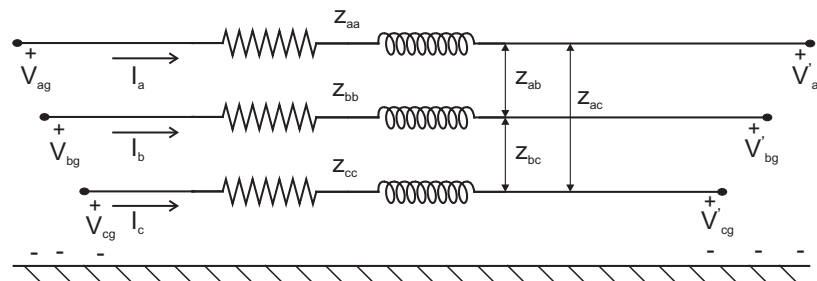


Figura 26: Modelo de linha RL.

³ Conexão em série de diversos segmentos π .

5.2 MODELAGEM DE LINHAS POR PARÂMETROS DISTRIBUÍDOS

A utilização de modelos com parâmetros distribuídos e dependentes com a frequência permite a representação com maior fidelidade do comportamento transitório de linhas elétricas. Tais modelos utilizam o princípio de ondas viajantes, garantindo a validade da resposta por faixas de frequência muito superiores às representadas por modelos de parâmetros concentrados (POWER SYSTEM RELAYING COMMITTEE, 2004). Conforme (MARTÍ, 1982), na maior parte dos casos, a representação de linhas através de modelos com parâmetros concentrados resulta em uma elevação errônea das harmônicas de ordem elevada, produzindo distorções nas formas de onda e exagerando na magnitude de alguns picos.

Os modelos de parâmetros distribuídos implementados em programas do tipo EMTP têm suas equações, as quais descrevem o comportamento de n condutores no domínio tempo, desacopladas em n equações independentes. A transformação é realizada pela matriz de transformação modal através das equações (5.38) e (5.39). A partir do sistema desacoplado, as expressões são resolvidas individualmente no domínio modal, de forma similar à análise de componentes simétricas, onde um sistema trifásico acoplado é solucionado através de três redes de seqüências independentes (MARTÍ, 1993).

$$V' = Q^T \cdot V \quad (5.38)$$

$$I' = Q^{-1} \cdot I \quad (5.39)$$

Onde V' e I' são as componentes modais de tensão e corrente; V e I são as grandezas de fase de tensão e corrente; e Q é a matriz de transformação modal.

5.2.1 Modelo J. Martí (FD)

O modelo J. Martí, proposto em (MARTÍ, 1982), é disponibilizado em simuladores de transitórios eletromagnéticos, como ATP/EMTP e EMTP-RV, e comercialmente denominado de modelo FD. Com base no trabalho original de (MARTÍ, 1982) foram propostas melhorias e otimizações, resultando em diferentes modelos, dentre os quais se destacam: FDQ (MARTÍ, 1988), zLine (CASTELLANOS; MARTÍ, 1997) e zCable (YU; MARTÍ, 2003).

A formulação proposta em (MARTÍ, 1982) visa à representação da elevada dependência com a frequência dos parâmetros de linhas de transmissão com corrente de retorno à terra, através de soluções no domínio modal. O modelo também propõe minimizar as instabilidades numéricas produzidas pela natureza altamente oscilatória da resposta em frequência de linhas de transmissão.

O modelo FD utiliza funções peso aplicadas às equações de linhas de transmissão e, embora represente a dependência com a frequência dos parâmetros da linha, a matriz de transformação modal é constante com a frequência. Assim, esse modelo resulta em uma maior precisão para a representação de linhas simétricas e equilibradas, sendo adequado para a simulação de linhas aéreas (MARTÍ, 1993).

Inicialmente, a formulação parte das funções de ondas progressivas (F_k e F_m) e regressivas (B_k e B_m), nos terminais k e m , conforme ilustrado pela Figura 27, e definidas no domínio frequência por:

$$F_k(\omega) = V_k(\omega) + Z_{eq}(\omega) \cdot I_k(\omega) \quad (5.39)$$

$$F_m(\omega) = V_m(\omega) + Z_{eq}(\omega) \cdot I_m(\omega) \quad (5.40)$$

$$B_k(\omega) = V_k(\omega) - Z_{eq}(\omega) \cdot I_k(\omega) \quad (5.41)$$

$$B_m(\omega) = V_m(\omega) - Z_{eq}(\omega) \cdot I_m(\omega) \quad (5.42)$$

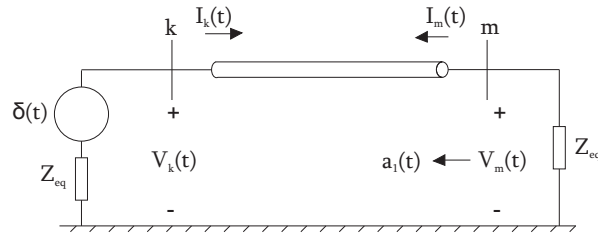


Figura 27: Linha de transmissão com circuitos equivalentes em cada terminal.

onde V_k , V_m , I_k e I_m são as tensões e correntes em função da frequência nos terminais k e m , respectivamente; $Z_{eq}(\omega)$ é um circuito equivalente com mesma resposta em frequência que a impedância característica da linha $Z_c(\omega)$ e calculado por (5.43).

$$Z_{eq}(\omega) = \sqrt{\frac{R + j\omega L}{G + j\omega C}} \quad (5.43)$$

A comparação de (5.39) a (5.42), com as equações hiperbólicas de linhas de transmissão, cuja formulação é detalhada em (GRAINGER, STEVENSON JR., 1994), permite que sejam deduzidas as expressões (5.44) e (5.45), relacionando as frentes de onda regressivas e progressivas.

$$B_k(\omega) = A_1(\omega) \cdot F_m(\omega) \quad (5.44)$$

$$B_m(\omega) = A_1(\omega) \cdot F_k(\omega) \quad (5.45)$$

Sendo:

$$A_1(\omega) = e^{-\gamma(\omega) \cdot \ell} = \frac{1}{\cosh(\gamma(\omega) \cdot \ell) + \sinh(\gamma(\omega) \cdot \ell)} \quad (5.46)$$

onde γ é a constante de propagação, calculada por (5.47) e ℓ é o comprimento da linha.

$$\gamma(\omega) = \sqrt{(R + j\omega L) \cdot (G + j\omega C)} \quad (5.47)$$

Segundo (MARTÍ, 1982), as expressões (5.44) e (5.45) são avaliadas no domínio tempo e calculadas através das integrais de convolução (5.48) e (5.49).

$$b_k(t) = \int_{\tau}^{\infty} f_m(t-u) \cdot a_1(u) du \quad (5.48)$$

$$b_m(t) = \int_{\tau}^{\infty} f_k(t-u) \cdot a_1(u) du \quad (5.49)$$

Onde τ é o tempo de viagem da mais rápida componente de frequência do impulso injetado; $f_m(t-u)$ é a representação no domínio do tempo de $F_m(\omega)$; e $a_1(t)$ é a representação no domínio tempo de $A_1(\omega)$. Em (5.48) e (5.49), τ é o limite inferior de integração, pois $a_1(t) = 0 \quad \forall t < \tau$ (MARTÍ, 1982).

Segundo (MARTÍ, 1982), a avaliação de (5.48) e (5.49) permite afirmar que os valores de b_k e b_m em um instante de tempo t são definidos pelos valores passados das funções f_m e f_k , desde que o passo de integração Δt seja inferior a τ . A partir de b_k e b_m , a representação no domínio tempo de (5.41) e (5.42) resulta diretamente nos circuitos equivalentes das terminações da linha de transmissão. Assim, esses são calculados através de (5.50)-(5.51) e de $b_k(t) = E_{kh}$ e $b_m(t) = E_{mh}$, onde E_{kh} e E_{mh} são os valores históricos.

$$v_k(t) = e_k(t) + E_{kh} \quad (5.50)$$

$$v_m(t) = e_m(t) + E_{mh} \quad (5.51)$$

Sendo $e_k(t)$ e $e_m(t)$ as quedas de tensão sobre os circuitos equivalentes, representados por Z_{eq} na Figura 27.

Após converter a linha para a representação modal, (5.50) e (5.51) retornam a cada intervalo de tempo t , modelos equivalentes de linha, conforme a Figura 28.

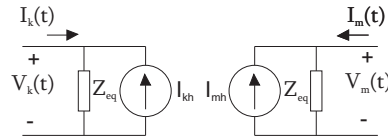


Figura 28: Circuito equivalente do modelo de linha entre os nós k e m .

5.2.1.1 Determinação da Impedância Característica

A formulação proposta por J. Martí utiliza a impedância característica dependente com a frequência $Z_c(\omega)$, a qual é representada no modelo através da impedância equivalente $Z_{eq}(\omega)$. Para tanto, esta é simulada através de blocos conectados em série de circuitos RC paralelo. O número de blocos é determinado automaticamente por uma rotina de aproximação, sendo função da linha e do modo simulado.

Inicialmente, $Z_c(\omega)$ é aproximada por uma função racional, cuja forma é expressa por (5.52), onde os pólos e zeros (p_m e z_m) são simples, reais e positivos.

$$Z_{eq}(s) = \frac{N(s)}{D(s)} = H \cdot \prod_{i=1}^n \frac{(s + z_i)}{(s + p_i)} \quad (5.52)$$

As componentes resistivas e capacitivas dos circuitos RC equivalentes são determinados através da expansão de (5.53) por um somatório de funções parciais:

$$Z_{eq}(s) = k_0 + \prod_{i=1}^n \frac{k_i}{(s + p_i)} \quad (5.53)$$

Assim, os valores referentes às resistências e capacitâncias são obtidos diretamente de (5.53) por:

$$R_0 = k_0 \quad (5.54)$$

$$R_i = \frac{k_i}{p_i} \quad (5.55)$$

$$C_i = \frac{1}{k_i} \quad (5.56)$$

para $i = 1, 2, 3, \dots, n$.

Segundo (MARTÍ, 1982), o modelo permite que, durante o processo de aproximação, os pólos e zeros sejam sucessivamente alocados. Seguindo a função aproximada desde a frequência zero, o processo é executado até a maior frequência em que a magnitude da função aproximada seja constante ou próxima a zero.

5.2.2 Modelo L. Martí (FDQ)

O modelo de linha FDQ (MARTÍ, 1988) é disponibilizado em simuladores de transitórios eletromagnéticos, como EMTP-RV, e fora proposto objetivando minimizar as limitações do modelo FD frente à simulação de linhas aéreas desbalanceadas em faixas de frequências elevadas ou, ainda, no caso de cabos subterrâneos. Segundo (MARTÍ, 1988), as matrizes de transformação modal de cabos subterrâneos são fortemente dependentes com a frequência, conforme ilustrado pela Figura 29, obtida em (DOMMEL, 1995). Assim, a representação desses sistemas através de modelos com matrizes de transformação modal constantes implica resultados de baixa precisão.

Tendo em vista a superação das limitações do modelo FD devido à utilização da matriz de transformação modal constante, o modelo FDQ tem como base a mesma formulação apresentada na seção 5.2.1, diferenciando-se apenas pela utilização da matriz Q dependente com a frequência. Segundo (MARTÍ, 1988), Q é a matriz de autovalores que diagonaliza o resultado da multiplicação entre as matrizes de admitância e impedância de linha. Como resultado, no modelo FDQ, além das matrizes A_l e Z_c , a matriz Q também é complexa e depen-

dente da frequência, sendo sintetizada através de funções racionais e representada no domínio tempo por somas finitas de exponenciais. Assim, as convoluções são resolvidas através de técnicas numéricas recursivas.

Segundo (MARTÍ, 1993), a utilização do modelo FDQ permite a reprodução de fenômenos em baixas e altas frequências, sendo a melhor alternativa para a simulação de transitórios em cabos subterrâneos. No entanto, tal modelo demanda maiores recursos computacionais em termos de velocidade e capacidade de armazenamento. Comparações com o modelo FD indicam um aumento do tempo computacional de aproximadamente 30%.

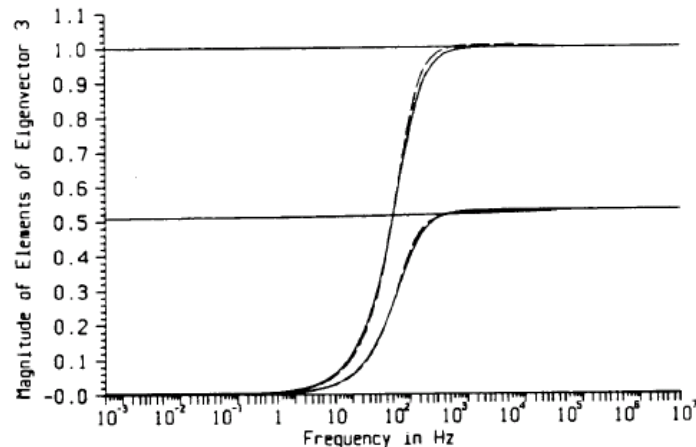


Figura 29: Magnitude dos elementos da 3ª coluna da matriz Q (DOMMEL, 1995)

5.3 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo foi abordado o processo de modelagem de linhas de distribuição através de parâmetros concentrados e distribuídos. Embora representem com elevado nível de precisão o comportamento transitório em todas as faixas de frequência, o uso dos modelos FD e FDQ é limitado a aplicações em simuladores de transitórios eletromagnéticos devido a sua complexidade computacional. Em face da dependência não-desprezível dos elementos que compõem a matriz de transformação com a frequência, a simulação de linhas tipicamente desequilibradas ou, ainda, de sistemas subterrâneos, demanda a utilização de modelos que considerem este aspecto, como, por exemplo, o modelo FDQ. Segundo (ZANETTA JR., 2003), cabos trifásicos, com camadas entremeadas de blindagens e dielétricos, apresentam grande complexidade de representação e são disponíveis em programas do tipo EMTP.

Modelos baseados em parâmetros concentrados, embora sejam considerados computacionalmente simples, apresentam uma resposta em frequência limitada à faixa utilizada para o cálculo dos parâmetros. Entretanto, o uso de circuitos do tipo π -nominal conectados em cascata permite a ampliação da faixa de frequência representada, bem como a natureza distribuída dos parâmetros da linha. Logo, estes modelos podem ser considerados adequados para a representação de fenômenos transitórios de baixa frequência, como, por exemplo, faltas.

Dentre os parâmetros que compõem os modelos de parâmetros concentrados, a condutância é normalmente ignorada, em função de seu valor desprezível. A capacitância, por sua vez, é usualmente ignorada em linhas de transmissão com comprimento inferior a 80 km ou em linhas de distribuição aéreas. Por sua vez, a capacitância em cabos subterrâneos é não-desprezível, sendo necessária para a representação fidedigna do comportamento eletromagnético através de parâmetros concentrados.

No Capítulo 6, é desenvolvida uma revisão bibliográfica sobre o tema de localização de faltas. Dentre as técnicas abordadas, estão contempladas as metodologias baseadas no cálculo da impedância aparente, as quais são diretamente dependentes do correto processo de modelagem e determinação dos parâmetros de linha.

6 LOCALIZAÇÃO DE FALTAS

Os sistemas elétricos de potência estão constantemente expostos a faltas, provocadas por eventos de natureza estocástica e cujos efeitos são minimizados pelas atuações dos esquemas de proteção. Com base em informações da perturbação, a localização de defeitos visa determinar o local da falha que ocasionou a interrupção total ou parcial do sistema. A existência de estimativas precisas permite que, no caso de faltas permanentes, a busca esteja restrita a apenas uma porção da linha, possibilitando o rápido restabelecimento do serviço. No caso de faltas transitórias, essa informação permite elaborar uma base histórica de desligamentos forçados e avaliar o desempenho dos esquemas de proteção (PEREIRA; ZANETTA JR., 2000).

As metodologias disponíveis para a localização de defeitos são dependentes do tipo de sistema em estudo e da instrumentação disponível. Sistemas de transmissão são tipicamente compostos por barras que formam uma malha esparsa e com a existência de instrumentos de medição em cada terminal. Alimentadores primários, por sua vez, assumem uma configuração radial, em que a fonte é representada pela subestação do sistema, onde estão localizados os equipamentos de medição. Logo, os desafios para a localização de faltas em ambos os sistemas são distintos (GALIJASEVIC; ABUR, 2002). Neste capítulo serão discutidos aspectos referentes às técnicas de localização de defeitos em linhas de transmissão e distribuição.

6.1 LOCALIZAÇÃO DE FALTAS EM LINHAS DE TRANSMISSÃO

Devido à elevada importância frente à operação de sistemas elétricos, a pesquisa referente à localização de defeitos teve como foco inicial a aplicação em linhas de transmissão. Como resultado, inúmeras metodologias baseadas em técnicas como ondas viajantes, transformada Wavelet, impedância aparente e inteligência artificial foram desenvolvidas.

O desenvolvimento de equipamentos de aquisição de sinais, sincronização de tempo via GPS (*global positioning system*) e de sistemas de comunicação tem incentivado a abordagem de ondas viajantes. Neste caso, a distância da falta é calculada pela relação entre a velocidade de propagação da onda, equivalente à velocidade da luz, e o tempo para a onda de tensão, ou corrente, induzida pela falta, atingir o ponto de medição. Apresentada originalmente em (MCLAREN; RAJENDRA, 1985), a técnica emprega o diagrama de *lattice* para a análise da propagação de ondas e utiliza os sinais de um (AURANGZEB; CROSSLEY; GALE, 2001) ou mais terminais (IBE; CORY, 1986).

Métodos baseados em ondas viajantes são considerados precisos, porém de difícil implementação. A técnica é dependente de fatores como sincronização de tempo com elevado nível de precisão, existência de transdutores precisos e de faixa de frequências adequada (DAS, 1998; INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS, 2005). Tal abordagem também apresenta limitações em ângulos de incidência de falta próximos a zero, em função do número limitado de ondas viajantes produzidas nesta condição. A aplicação em faltas localizadas próximas ao terminal local também restringe a sua aplicação. O curto intervalo de tempo entre a recepção das ondas refletida da barra local e onda incidente de falta impossibilita a distinção entre essas duas frentes de onda. Neste caso torna-se dificultada a interpretação das informações disponíveis logo após a recepção da primeira frente de onda (BO; WELLER; REDFERN, 1999).

A utilização de informações contidas nas componentes de alta frequência de ondas viajantes caracteriza o princípio de funcionamento de métodos de LDF baseados na transformada Wavelet. De forma similar ao princípio de ondas viajantes, a localização de defeitos proposta em (MAGNAGO; ABUR, 1998) utiliza a transformada Wavelet para obter os detalhes de alta frequência da onda viajante, a partir de dados de um ou dois terminais. Com base

nos instantes de reflexão explicitados pela TW e da velocidade de propagação da onda, é determinada a distância da falta. Segundo (DAS, 1998), esta técnica é considerada complexa e de elevado custo de implantação em função da necessidade de filtros sintonizados para a aquisição das componentes de alta frequência e conversores analógico-digitais de taxas de amostragem elevadas. Em (SILVEIRA; SEARA; ZÜRN, 2001; PARENTONI et al., 2007) foram sugeridas e implementadas taxas de amostragem entre 200 kHz e 100 kHz, respectivamente, produzindo erros inferiores a 3% do comprimento total da linha de transmissão.

O emprego de técnicas de inteligência artificial, como redes neurais artificiais, também foi sugerido para a localização de faltas em linhas de transmissão. Em (SALAT; OSOWSKI, 2004) são utilizadas RNAs para a determinação do local da falta com base nas características de alta frequência dos sinais transitórios de tensão no terminal local e das componentes fundamentais dos sinais de tensão e corrente. Em (EKICI; YILDIRIM; POYRAZ, 2008), é sugerida uma metodologia híbrida, baseada na aplicação de redes neurais e da transformada Wavelet. A partir da energia e da entropia dos coeficientes dos sinais de tensão e corrente calculados pela TW, estes são utilizados como entradas às redes neurais para a determinação da distância do defeito.

Entretanto, metodologias baseadas em RNA demandam um processo de treinamento das redes neurais, a partir de um conjunto representativo de diferentes situações de faltas, obtidas usualmente de simulações computacionais (RAMOS; VELLASCO; PACHECO, 2003), impedindo a sua implementação genérica e sem treinamento.

Devido a maior simplicidade de implementação e capacidade de generalização, métodos baseados nas componentes fundamentais dos sinais de tensão e corrente são comumente incorporados como sub-rotinas de relés digitais (HOROWITZ; PHADKE, 1996). A técnica, denominada “impedância aparente”, segue o princípio de funcionamento de relés de distância. A partir dos fasores de tensão e corrente medidos no terminal local durante a perturbação, é determinada a impedância equivalente entre o ponto de medição e o local da falta. Assim, através da relação entre o valor da impedância da linha e a impedância equivalente medida, é possível que seja determinada uma estimativa da localização do defeito (ZIEGLER, 2006).

No método da reatância simples, apresentado em (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS, 2005), a distância da falta (x) é calculada de forma simplificada, através da relação direta entre as componentes imaginárias das impedâncias aparente medida e total da linha:

$$x = \frac{\text{Im}(V_S / I_S)}{\text{Im}(Z_L)} \quad (6.1)$$

onde V_S e I_S são a tensão e a corrente no terminal local, e Z_L é a impedância da linha.

O método da reatância simples supõe que não existam cargas intermediárias e que as correntes de falta e da fonte estejam em fase. Caso tais hipóteses sejam verdadeiras, ou a resistência de falta seja nula, os erros resultantes são desprezíveis. No entanto, em perturbações com resistências de falta elevadas, incertezas são introduzidas à formulação em função dos efeitos da componente reativa, os quais serão explicitados na seção 6.2.3 (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS, 2005).

Devido aos efeitos da componente reativa, foram sugeridas técnicas que visam a eliminar esta dependência através do uso do princípio da superposição. Dentre as formulações propostas, destaca-se o método de Takagi (TAKAGI et al., 1981), o qual utiliza dados de tensão e corrente apenas no terminal local e decompõe o sistema sob falta em dois: pré-falta e puramente faltoso. A formulação é desenvolvida a partir do uso de quadripólos e da análise de componentes simétricas e realiza duas suposições:

1. A resistência de falta é puramente real.

2. A relação entre as correntes de falta entre os terminais local e remoto é puramente real.

Com base nestas suposições, a distância da falta é calculada através de técnicas de soluções de equações não-lineares, produzindo estimativas mais precisas frente ao uso do princípio de relés de distância (TAKAGI et al., 1981).

A partir do trabalho original de Takagi, diferentes metodologias de localização de faltas em linhas de transmissão baseadas em impedância aparente foram sugeridas, dentre as quais (ERIKSSON; SAHA; ROCKFELLER, 1985; HOROWITZ; PHADKE, 1996). Visando à implementação de um algoritmo de LDF em relés digitais, simplificações na formulação do trabalho original de Takagi foram propostas em (TAKAGI et al., 1982), validando o algoritmo para linhas de transmissão de comprimento inferior a 100 km. O método supõe que as correntes de falta e do terminal local estão em fase, além de realizar simplificações nos termos hiperbólicos da formulação de linhas de transmissão devido ao seu comprimento. Com base nestas suposições, a distância da falta é determinada diretamente, sem a necessidade do uso de técnicas de soluções não-lineares.

Embora os métodos de impedância aparente com dados locais forneçam estimativas úteis para a localização de defeitos, erros inerentes às aproximações frente à resistência e ao tipo de falta, corrente de carga e impedância equivalente da fonte, afetam seus desempenhos (NOVOSEL et al., 1995; ZIMMERMAN; COSTELLO, 2006; FILOMENA et al., 2007).

Em face de tais limitações, associado à capacidade de comunicação de dados entre os terminais remotos de linhas de transmissão e da típica existência de medição dos sinais de tensão em ambos os extremos de uma linha de transmissão, foram propostas técnicas baseadas em dados de dois terminais. A abordagem consiste no cálculo da impedância aparente da falta através da utilização dos fasores de tensão e corrente de ambas as extremidades da linha. Dentre os algoritmos propostos, estes podem fazer uso de fasores sincronizados (JOHNS; JAMALI, 1990; GIRGIS; HART; PETERSON, 1992; NOVOSEL, 1996) ou não-sincronizados (ZAMORA, 1996; BALCEREK; IZYKOWSKI, 2003; DALCASTAGNÉ et al., 2006) e resultam em estimativas mais precisas frente ao uso de técnicas com dados de um terminal.

Atualmente, métodos com dados de dois terminais sincronizados através de PMU (*phasor measurement unit*), conforme proposto em (JIANG et al., 2000), representam o estado-da-arte para a localização de defeitos em linhas de transmissão através de técnicas de impedância aparente. O emprego de PMU disponibiliza fasores de tensão e corrente de ambos os terminais sincronizados via GPS com uma exatidão superior a $1 \mu s$, ou $0,0126^\circ$ em 60 Hz. Um estudo comparativo entre métodos de LDF baseados em PMU e ondas viajantes, desenvolvido em (PARENTONI; ASSUNÇÃO, 2007), descreve semelhanças entre os resultados de ambas as abordagens, com erros ligeiramente menores, obtidos pela técnica PMU.

6.2 LOCALIZAÇÃO DE FALTAS EM LINHAS DE DISTRIBUIÇÃO

As técnicas de localização de defeitos apresentadas na seção 6.1 foram desenvolvidas para a aplicação em linhas de transmissão de energia. Linhas de transmissão são redes tipicamente balanceadas, homogêneas¹ e sem a existência de cargas intermediárias, com exceção nos casos onde exista *infeed*² ou *outfeed*³ (conexões temporárias). No caso de linhas de distribuição de energia, tais premissas não são válidas. Sistemas de distribuição são compostos por alimentadores radiais desbalanceados e heterogêneos, com cargas e ramificações laterais ao longo da linha. Devido a essas características topológicas, aliadas à usual existência de dados

¹ Linha de transmissão em que a impedância é distribuída uniformemente ao longo de seu comprimento.

² Existência de carga (ou subestação) em derivação ao longo da linha de transmissão.

³ Presença de unidade geradora conectada em derivação à linha de transmissão.

apenas no terminal local, as técnicas de LDF discutidas anteriormente não são consideradas adequadas para a localização de defeitos em linhas de distribuição radiais (ZHU; LUBKEMAN; GIRGIS, 1997).

Segundo (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS, 2005), as características típicas de SDE representam desafios para os localizadores de defeitos devido aos seguintes aspectos:

- composição de diferentes tipos de condutores em seu comprimento, resultando em um cálculo não-linear da impedância aparente;
- existência de múltiplas cargas intermediárias e derivações laterais;
- modelos imprecisos e configurações dinâmicas do sistema;
- efeitos significativos da impedância de falta;
- capacidade de gerar arcos voltaicos com menor quantidade de energia;
- erros na seleção do tipo de falta pelos relés de proteção.

De forma a determinar a localização de faltas em alimentadores primários, foram propostas formulações específicas para a aplicação em SDE. Através de adaptações das técnicas de LDF desenvolvidas para linhas de transmissão, as formulações resultantes são baseadas nas técnicas de ondas viajantes, transformada Wavelet, inteligência artificial e impedância aparente (COSER, 2006).

A localização de defeitos por meio de ondas viajantes publicada em (BO; WELLER; REDFERN, 1999) utiliza sinais de alta frequência, amostrados a taxas da ordem de 20 MHz, e os sobrepõem às formas de onda das tensões trifásicas. Os resultados apresentados para um alimentador sem ramificações laterais sugerem que a técnica seja independente de fatores como a configuração do sistema e a resistência de falta. Segundo os autores, a metodologia também é imune às limitações típicas do uso de ondas viajantes. Nesse caso, ângulos de incidência de falta próximos a zero ou faltas localizadas próximas ao terminal local não interferem na precisão da resposta. Porém, a existência de diferentes tipos de condutores ao longo da linha não é analisada pelos autores (COSER, 2006). A técnica também pode ter seu nível de complexidade elevado em condições com grande número de cargas intermediárias, as quais poderão produzir reflexões de ondas semelhantes às produzidas pela onda incidente de falta.

O emprego de redes neurais artificiais em algoritmos de LDF visa à utilização da capacidade de obtenção de soluções em condições onde a determinação analítica da relação de entrada/saída é considerada complexa (COSER, 2006). A técnica proposta em (MOHAMED, 1995) utiliza a componente fundamental de tensão e corrente durante a perturbação como dados de entrada. Em (MORETO, 2005), é proposta a localização de faltas de alta-impedância em um alimentador radial não-ramificado. A formulação utiliza como dados de entrada das RNAs as componentes fundamentais dos sinais de tensão e os fasores de seqüência positiva, negativa e zero das componentes harmônicas de 1ª, 2ª, 3ª e 5ª ordem da corrente medida no terminal local durante o distúrbio. O processo utiliza três redes neurais: uma para detecção e identificação do tipo de falta, conforme citado no Capítulo 2, e duas para o processo de localização, referentes aos defeitos envolvendo a terra e as faltas entre fases, respectivamente.

Em sua maioria, técnicas de LDF baseadas na utilização de redes neurais e aplicadas a alimentadores primários utilizam um modelo equivalente do sistema estudado, onde são simulados casos de faltas que servem de base para o processo de treinamento da rede (COSER, 2006). A utilização de dados simulados é resultado da indisponibilidade de um histórico de desligamentos forçados relevante para o processo de treinamento. Posteriormente, é esperado que, durante a aplicação real, as redes treinadas tenham a capacidade de generalização da resposta, estimando com boa exatidão a localização de defeitos não-incluídos no processo de treinamento. No entanto, conforme (ZHU; LUBKEMAN; GIRGIS, 1997), são normalmente

utilizados, por técnicas de RNA, dados indisponíveis em sistemas reais de distribuição, caracterizando um inconveniente à sua aplicação prática.

Uma metodologia híbrida, baseada no emprego da transformada Wavelet e na lógica neuro-*fuzzy*, é sugerida em (CHUNJU et al., 2007) para a localização de defeitos do tipo fase-terra em SDE. O modelo neuro-*fuzzy* contempla a introdução de conhecimento qualitativo sobre o problema tratado (lógica *fuzzy* ou difusa) e apresenta características como robustez, tolerância a falhas e generalização através de redes neurais (MEZA et al., 2006). Com base em medições dos períodos pré e pós-falta dos sinais de tensão e corrente, a característica da falta é extraída através do emprego da TW e integrada à rede neuro-*fuzzy* para a determinação do local do defeito. Segundo os autores, a metodologia é imune aos efeitos da carga e da resistência da falta, tendo sido validada para defeitos com resistências de falta de 10 e 100 Ω .

6.2.1 Modelos Baseados em Impedância Aparente

Embora as metodologias para localização de defeitos em SDE discutidas na seção anterior sejam consideradas precisas, a sua aplicação em sistemas reais é limitada. Os sistemas de distribuição são influenciados pela característica sazonal da carga, com distintos padrões de comportamento devido a fatores como período anual, horário e condições climáticas, gerando oscilações nas curvas de demandas diárias. A diversidade do tipo de carga (industrial, comercial, residencial), bem como o padrão econômico, também são fatores determinantes ao comportamento do carregamento do sistema. A aplicação de técnicas de redes neurais nessas condições operativas demanda um longo processo de treinamento frente às variações específicas de cada sistema. Deste modo, a existência de um elevado número de alimentadores exige um investimento econômico vultoso, limitando a implementação real desta abordagem. Modificações usuais na configuração da rede, como a inclusão de novos pontos de cargas e extensões de rede, também demandam um novo processo de treinamento para a habilitação das redes neurais à nova configuração do sistema.

Aspectos econômicos inviabilizam a utilização em sistemas reais de técnicas de LDF baseadas em ondas viajantes. A implementação dessa abordagem exige equipamentos com altas taxas de amostragem e de custo elevado. O pequeno montante de energia transportado por alimentadores primários, aliado ao número elevado desses elementos frente às linhas de transmissão, não justifica tais investimentos.

As limitações citadas têm motivado a opção pela abordagem de impedância aparente. Embora a precisão de técnicas baseadas no cálculo da impedância através de componentes fundamentais esteja limitada entre 2-3% do comprimento total da linha (BO; WELLER; REDFERN, 1999), a capacidade de aplicação em sistemas genéricos, a facilidade de incluir modificações do sistema e o uso de instrumentação disponível justificam a tolerância a essas imprecisões. Além disso, a conversão da imprecisão percentual em grandezas absolutas revela erros absolutos reduzidos, pois linhas de distribuição são tipicamente curtas, variando entre centenas de metros até 50 km (COSER, 2006).

Segundo (ZIMMERMAN; COSTELLO, 2006), as técnicas de LDF com base no cálculo da impedância aparente são influenciadas pelos seguintes aspectos:

- efeito combinado entre a corrente de carga e resistência de falta;
- identificação incorreta do tipo de falta;
- influência dos efeitos mútuos de seqüência zero;
- incertezas associadas aos parâmetros da linha;
- modelo de linha inadequado;
- existência de reatores *shunt* e capacitores;
- cargas desbalanceadas no sistema;

- erros de medidas de tensões e correntes;
- erros associados à filtragem para extração dos fasores de correntes e tensões.

Uma técnica de localização de defeitos para alimentadores rurais é apresentada em (GIRGIS; FALLON; LUBKEMAN, 1993). O método é desenvolvido através de componentes simétricas e determina as tensões e correntes em cada seção de linha por uma rotina de fluxo de potência para sistemas radiais. O cálculo da impedância aparente é realizado através de *loops* de relés de distância adequados a cada tipo de falta. No entanto, o uso de componentes simétricas limita a precisão da formulação. Componentes simétricas são empregadas em sistemas equilibrados, permitindo que um sistema acoplado seja desacoplado em três redes de seqüência independentes. Os sistemas de distribuição são inerentemente desbalanceados e, no caso de alimentadores rurais, normalmente compostos por ramificações monofásicas ou bifásicas. O acoplamento mútuo distinto entre as fases do sistema resulta em um acoplamento entre as redes de seqüência (KERSTING, 2002), o qual é desprezado nesta abordagem.

A formulação publicada em (ZHU; LUBKEMAN; GIRGIS, 1997) para faltas do tipo fase-terra utiliza um processo iterativo para o cálculo da distância do defeito e é desenvolvido por meio de grandezas de fase, considerando as componentes mútuas de linhas de distribuição. As tensões e correntes em cada seção do alimentador, bem como as correntes de falta e de carga, são determinadas por análises de circuitos elétricos.

Na metodologia proposta em (CHOI et al., 2004) para defeitos fase-terra e em (CHOI et al., 2007), para faltas do tipo fase-fase é desenvolvido um algoritmo com base na análise direta de circuitos. Os autores propõem o uso de componentes simétricas para sistemas equilibrados e da formulação através de grandezas de fase para sistemas desequilibrados, além de sugerir uma simplificação matemática para a inversão da matriz de admitância. A formulação fora validada para um sistema radial composto por uma carga intermediária e resistências de falta de até 50Ω e 30Ω , para defeitos fase-terra e fase-fase, respectivamente.

Em (LEE et al., 2004) foi proposto um algoritmo iterativo para localização de faltas do tipo fase-terra em sistemas de distribuição radiais sem ramificações e cuja formulação é semelhante à apresentada em (ZHU; LUBKEMAN; GIRGIS, 1997; DAS; SASCHDEV; SIDHU, 2000). O algoritmo calcula a distância da falta em cada seção analisada, cujas tensões e correntes são obtidas através de análise de circuitos. Segundo (MORETO, 2005), o algoritmo de (LEE et al., 2004) também pode ser considerado como a aplicação do método de (TAKAGI et al., 1982) para cada seção de linha. A metodologia de LDF de Lee *et al.* (2004) será detalhada a seguir e utilizada para a comparação com a formulação proposta no Capítulo 7.

6.2.2 Método de Lee *et al.* (2004) para a Localização de Defeitos em SDE

A formulação apresentada por (LEE et al., 2004) para faltas do tipo fase-terra é desenvolvida a partir do alimentador de distribuição de energia ilustrado pela Figura 30.

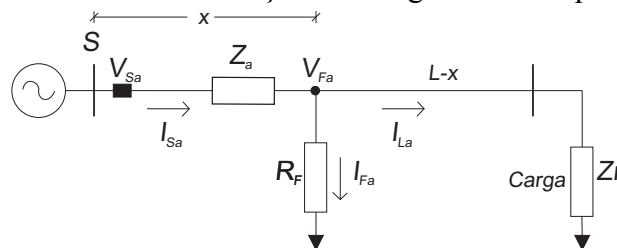


Figura 30: Sistema radial equivalente (LEE et al., 2004)

Onde:

- V_{Sa} fasor de tensão da fase a no terminal S ;
- I_{Sa} fasor de corrente da fase a no terminal S ;
- z_a vetor de impedância por unidade de comprimento da fase a ;

- I_{Fa} corrente de falta da fase a ;
 R_F resistência de falta;
 x distância da falta em relação ao terminal local;
 Z_r matriz de impedância equivalente da carga.

A tensão da fase a medida no terminal local pode ser calculada através de (6.2):

$$V_{Sa} = x \cdot (z_{aa} \cdot I_{Sa} + z_{ab} \cdot I_{Sb} + z_{ac} \cdot I_{Sc}) + I_{Fa} \cdot R_F \quad (6.2)$$

A partir da decomposição de (6.2) entre componentes reais e imaginárias e da eliminação da variável R_F , resulta na equação para o cálculo da distância da falta em faltas fase-terra:

$$x = \frac{V_{Sa(r)} \cdot I_{Fa(i)} - V_{Sa(i)} \cdot I_{Fa(r)}}{A \cdot I_{Fa(i)} - B \cdot I_{Fa(r)}} \quad (6.3)$$

sendo:

$$A = z_{aa(r)} \cdot I_{Sa(r)} - z_{aa(i)} \cdot I_{Sa(i)} + z_{ab(r)} \cdot I_{Sb(r)} - z_{ab(i)} \cdot I_{Sb(i)} + z_{ac(r)} \cdot I_{Sc(r)} - z_{ac(i)} \cdot I_{Sc(i)} \quad (6.4)$$

$$B = z_{aa(r)} \cdot I_{Sa(i)} + z_{aa(i)} \cdot I_{Sa(r)} + z_{ab(r)} \cdot I_{Sb(i)} + z_{ab(i)} \cdot I_{Sb(r)} + z_{ac(r)} \cdot I_{Sc(i)} + z_{ac(i)} \cdot I_{Sc(r)} \quad (6.5)$$

onde (r) e (i) representam as componentes reais e imaginárias das grandezas.

Com base na relação entre a corrente de carga (I_{La}) e a corrente medida no terminal local S (I_{Sa}), a corrente de falta é calculada por:

$$I_{Fa} = I_{Sa} - I_{La} \quad (6.6)$$

Devido à existência de cargas intermediárias ao longo da rede e do elevado valor da resistência de linhas de distribuição, as quedas de tensão provocadas pela corrente de falta podem ser significativas. Neste caso, cargas modeladas como impedância ou potência constante podem apresentar uma variação da corrente consumida (MORETO, 2005). Assim, um algoritmo iterativo é desenvolvido em (LEE et al., 2004) para estimar a corrente de carga durante o período de falta e é composto pelas seguintes etapas:

- I. Considera-se I_{La} equivalente ao valor da corrente de carga pré-falta.
- II. A corrente de falta é calculada através da expressão (6.6).
- III. A distância da falta é estimada através de (6.3).
- IV. Calcula-se a tensão no ponto da falta por meio de (6.7):

$$\begin{bmatrix} V_{Fa} \\ V_{Fb} \\ V_{Fc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{Sa} \\ V_{Sb} \\ V_{Sc} \end{bmatrix} - x \cdot \begin{bmatrix} z_{aa} & z_{ab} & z_{ac} \\ z_{ba} & z_{bb} & z_{bc} \\ z_{ca} & z_{cb} & z_{cc} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_{Sa} \\ I_{Sb} \\ I_{Sc} \end{bmatrix} \quad (6.7)$$

- V. Através da tensão calculada no ponto da falta, é obtido um novo valor de I_{La} .
- VI. Retorna-se ao passo II com o valor atualizado de I_{La} e repete-se o processo até que a distância da falta convirja para certo valor.

6.2.2.1 Estimativa da Corrente de Carga

Conforme descrito anteriormente, o método de Lee *et al.* (2004) é dependente da estimativa da corrente de carga durante a falta. Considerando a carga modelada como impedância constante e de valor conhecido, a estimativa de I_{La} pode ser calculada através de:

$$I_{La} = [Y_{L11} \ Y_{L12} \ Y_{L12}] \times [V_{Fa} \ V_{Fb} \ V_{Fc}]^T \quad (6.8)$$

onde Y_L é a matriz de admitância combinada entre a carga e a seção de linha após o local do defeito e calculada por

$$Y_L = [(1-x) \cdot Z + Z_r]^{-1} \quad (6.9)$$

sendo Z a matriz de impedância da linha por unidade de comprimento.

Caso a impedância da carga seja desconhecida, a estimativa de I_{La} pode ser determinada através de (6.10), onde as componentes mútuas de Y_L são desprezadas:

$$I_{La} = \left(\frac{I'_{La}}{V'_{Fa}} \right) \cdot V_{Fa} \quad (6.10)$$

onde V'_{Fa} é a tensão pré-falta no ponto da falta e I'_{La} é a corrente de carga no período pré-falta.

6.2.2.2 Estimativa de Tensão e Corrente nas Seções de Linha

Segundo (LEE et al., 2004), caso a estimativa da distância da falta seja superior ao comprimento da seção analisada, conclui-se que o local do defeito está localizado em uma das seções de linha posteriores. Então, um novo processo de localização é realizado, com os valores de corrente e tensão atualizados para a próxima seção de linha. Em função de as medidas de tensão e corrente estarem disponíveis em apenas um terminal (subestação), tais grandezas são calculadas para cada nó do sistema. Supondo o sistema ilustrado na Figura 31, e utilizando análise de circuitos elétricos, a tensão do nó $k+1$ é calculada através da expressão (6.11):

$$V_{k+1} = V_k - Z_k \cdot I_k \quad (6.11)$$

onde:

- V_k tensão no nó k ;
- Z_k impedância por unidade de comprimento da k -ésima seção de linha;
- I_k corrente da k -ésima seção de linha.

Assumindo que as cargas sejam modeladas como impedâncias constantes, a k -ésima corrente de carga pode ser estimada através de (6.12),

$$I_{Lk} = V_k \times Y_{Lk} \quad (6.12)$$

onde I_{Lk} é a corrente da carga na barra k e Y_{Lk} é a admitância equivalente desta carga.

Logo, a corrente da k -ésima seção de linha pode ser determinada através de:

$$I_k = I_{k-1} - I_{Lk} \quad (6.13)$$

O método de localização de defeitos publicado em (LEE et al., 2004) executa o algoritmo iterativo para cada seção da linha, utilizando as estimativas das tensões e correntes dos respectivos nós, obtidas pelo processo descrito anteriormente. Após a convergência da estimativa do local da falta na seção analisada, a localização da falta em relação ao terminal local S é determinada pela soma entre a estimativa calculada e os comprimentos das seções de linha à montante da seção onde foi localizada a falta.

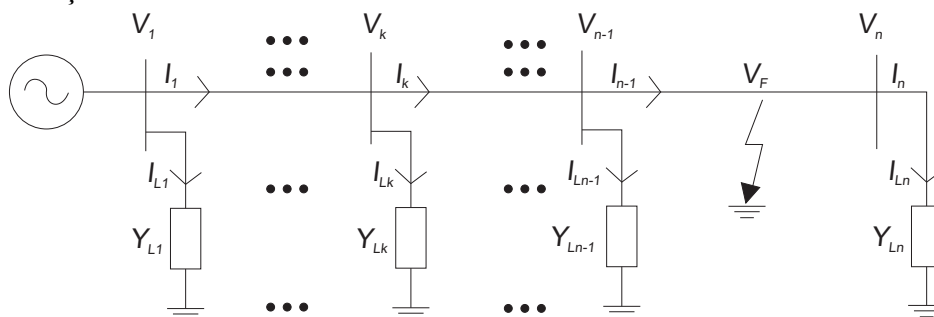


Figura 31: Sistema radial com cargas intermediárias (LEE et al., 2004).

6.2.3 Influência da Resistência de Falta e da Corrente de Carga

A resistência de falta representa uma componente crítica para a proteção e localização de defeitos em sistemas elétricos e cujos efeitos em sistemas de distribuição podem ser significativos (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS, 2005). Estudos de curto-circuito usualmente consideram faltas como curtos-circuitos francos, sem a existência de impedâncias significativas no arco elétrico entre fases ou entre fase e terra. Esta afirmação é observável nas equações de relés de distância, onde o efeito da resistência de falta

é desprezado (EISSA, 2006). Nesta condição de falta, a impedância aparente medida é próxima à impedância efetiva entre o relé e o local da falta. No entanto, em situações onde a resistência de falta não é desprezível, um erro é introduzido ao cálculo da impedância aparente. Supondo o sistema da Figura 32 submetido a uma falta trifásica, o erro aditivo relacionado à resistência de falta pode ser explicitado através de:

$$Z_A = \frac{V_S}{I_S} = x \cdot Z_L + R_F \cdot \frac{I_F}{I_S} \quad (6.14)$$

onde Z_A é a impedância aparente; V_S e I_S são os fasores de tensão e corrente em S ; Z_L é a impedância da seção de linha; x é a distância normalizada da falta; e I_F é a corrente de falta.

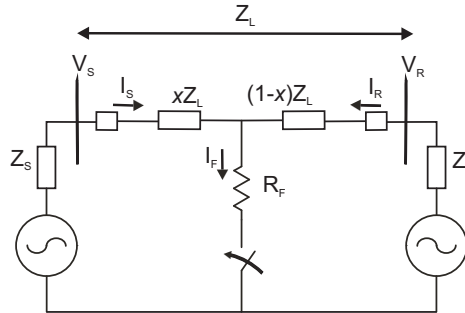


Figura 32: Diagrama unifilar para análise do efeito da resistência de falta

Assim, o segundo termo de (6.14) corresponde ao erro introduzido pela resistência de falta nas expressões de relés de distância. Considerando a relação entre I_S e I_F como um número complexo, uma componente reativa dependente do ângulo da relação entre essas duas correntes é adicionada à resistência de falta. Neste caso, a componente reativa de um defeito puramente resistivo é nula apenas em duas condições: caso a contribuição do terminal remoto R para a corrente de falta seja nula, ou que esteja em fase com a corrente proveniente do terminal local S (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS, 2005).

De forma a analisar os parâmetros que influenciam no ângulo da relação entre I_S e I_F , é utilizado o princípio da superposição proposto na formulação de (TAKAGI et al., 1981). Assim, a expressão (6.14) pode ser reescrita através dos fatores de distribuição de corrente (d_s) e de carga (n_s), dados por (6.16) e (6.17), e da relação entre a corrente medida no terminal S durante a perturbação (I_S) e no período pré-falta (I_{Spre}) (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS, 2005):

$$Z_A = \frac{V_S}{I_S} = x \cdot Z_L + R_F \cdot \frac{1}{d_s \cdot n_s} \quad (6.15)$$

$$d_s = \frac{\Delta I_S}{I_F} = \frac{Z_R + (1-x) \cdot Z_L}{Z_L + Z_S + Z_R} = |d_s| \angle \beta \quad (6.16)$$

$$n_s = \frac{I_S}{\Delta I_S} = |n_s| \angle \gamma \quad (6.17)$$

$$\Delta I_S = I_S - I_{Spre} \quad (6.18)$$

onde Z_R e Z_S são as impedâncias equivalentes dos terminais R e S , respectivamente.

Com base na expressão (6.15), a influência das componentes resistiva e reativa da impedância de falta pode ser ilustrada pelo diagrama R-X da Figura 33, obtido de (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS, 2005), onde $\alpha = \beta + \gamma$.

O efeito da componente reativa na impedância de falta é determinado pelos fatores d_s e n_s , os quais são dependentes das impedâncias do sistema e do fluxo de potência. Considerando um sistema homogêneo, o ângulo β é nulo. O ângulo γ , por sua vez, será zero apenas em condições em que o fluxo de potência seja nulo. Entretanto, para perturbações onde o valor da corrente da fonte (I_S) for muito superior à corrente de carga (I_L), o ângulo γ será próximo a zero (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS, 2005).

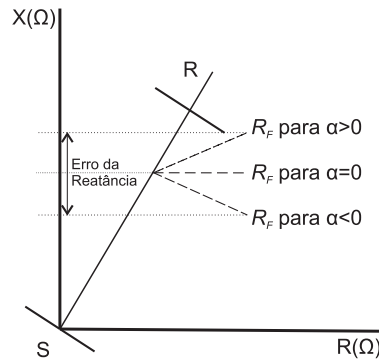


Figura 33: Efeito da resistência de falta e da componente reativa.

Desse modo, é possível concluir que o erro introduzido pela componente reativa à resistência de falta é nulo para duas condições: quando o sistema for homogêneo e quando a corrente de carga for desprezível em relação à corrente fornecida à falta pelo terminal S. De forma a minimizar os efeitos da componente reativa nas estimativas da distância de falta, foram adotadas soluções como o emprego do princípio da superposição, proposto em (TAKAGI et al., 1982), ou do desenvolvimento de um algoritmo iterativo para o cálculo da corrente de falta, conforme sugerido em (LEE et al., 2004).

6.2.4 Influência de Ramificações Laterais

Linhas de distribuição são tipicamente constituídas por ramificações laterais ao longo de seu comprimento. Desta forma, o emprego de técnicas de LDF baseadas no cálculo da impedância aparente pode produzir mais de uma distância da falta, uma vez que faltas localizadas em pontos distintos podem induzir tensões e correntes de mesmo valor na subestação.

De forma a eliminar as múltiplas estimativas de locais de faltas, foram sugeridas algumas metodologias nas publicações citadas na seção 6.2.1. Em (ZHU; LUBKEMAN; GIRGIS, 1997; LEE et al., 2004), é proposto um estudo baseado no conhecimento de duas evidências do sistema. A primeira evidência utiliza as informações referentes aos tempos de operação e da localização de equipamentos de proteção ao longo do alimentador. Com base na análise da forma de onda do registro de perturbação, bem como o tempo de extinção do defeito, é possível determinar a seção de linha sob falta. A segunda evidência é o fluxo de potência da fase defeituosa antes e após a perturbação. Com base nessas informações, uma abordagem heurística é desenvolvida para a determinação da correta estimativa do local da falta.

O uso da transformada Wavelet é proposto em (MAGNAGO; ABUR, 1999). Neste caso, a lateral sob falta é identificada através da decomposição do sinal de tensão no espectro entre 12 e 25 kHz através da transformada Wavelet.

Uma técnica baseada em redes neurais artificiais é sugerida em (OLIVEIRA et al., 2007) e validada para um alimentador subterrâneo. A rotina utiliza como dados de entrada às redes neurais os fasores da componente fundamental da tensão no terminal local, as componentes de 1ª e 3ª harmônica de corrente e a estimativa da resistência de falta.

Segundo (SHORT, 2004), a determinação da seção faltosa de cabos subterrâneos pode ser realizada através da utilização de indicadores luminosos de falta. Conforme ilustrado pela Figura 34, os indicadores de falta são elementos instalados próximos aos cabos. Existindo correntes de falta, ocorre a sinalização luminosa, indicando a origem do curto-circuito.



Figura 34: Indicadores luminosos de falta de sistemas subterrâneos

Neste trabalho, as técnicas para a determinação da lateral sob falta não serão detalhadas, uma vez que tal abordagem não será contemplada pela metodologia proposta.

6.3 LOCALIZAÇÃO DE FALTAS EM LINHAS DE DISTRIBUIÇÃO SUBTERRÂNEAS

As linhas de distribuição subterrâneas não estão expostas às mesmas condições climáticas e aos estresses mecânicos típicos de linhas aéreas. Também é possível afirmar que a incidência de defeitos em cabos subterrâneos é inferior ao número relativo a alimentadores aéreos. No entanto, os desligamentos forçados em sistemas subterrâneos são normalmente relacionados à falhas permanentes, cujas causas foram descritas no Capítulo 2. Em face da impossibilidade de serem realizadas inspeções visuais ao longo de linhas subterrâneas, a existência de técnicas precisas de LDF é determinante para o rápido restabelecimento do sistema. No caso de alimentadores subterrâneos instalados em bancos de dutos, a localização de faltas é considerada precisa quando a ordem de grandeza das estimativas da distância do defeito seja inferior às distâncias entre duas caixas de inspeção adjacentes (BASCOM III; DOLLEN; NG, 1994; SHORT, 2004).

Características específicas de linhas de distribuição subterrâneas, se não consideradas, inviabilizam a aplicação dos métodos de localização para sistemas de distribuição, disponibilizando estimativas incorretas da distância da falta. Neste caso, a existência de estimativas que não condizem com a real localização do defeito revela-se prejudicial ao processo de busca e reparo da falha pelas equipes de manutenção, induzindo-as ao erro e retardando o processo de restabelecimento.

A localização de defeitos em linhas subterrâneas, sejam elas de distribuição ou transmissão, através do emprego de relés microprocessados é considerada complexa devido a dois efeitos: capacitivo e resistivo. A influência da componente capacitiva em condutores subterrâneos pode ser comparada à existência de *infeed* não-previsíveis ao longo de todo o comprimento da linha. Neste caso, a capacitância pode variar conforme fatores como tensão do sistema, carga armazenada e diferentes caminhos para as correntes de retorno a terra. O efeito resistivo, por sua vez, afeta diretamente as técnicas de LDF baseadas no cálculo de impedância aparente. Em função do valor reduzido da resistência de cabos subterrâneos, pequenos erros no modelo de impedância resultam em erros consideráveis nas estimativas da distância da falta (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS, 2005).

Segundo (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS, 2005), o processo de localização de faltas em linhas subterrâneas é composto por duas etapas: pré-localização e apontamento. Esses processos são normalmente executados em campo com a linha desenergizada e seccionada, após a atuação dos esquemas de proteção e são divididos em duas categorias: métodos terminais e de traçado.

Os métodos terminais têm como princípio de operação a medição de sinais de tensão e corrente em um ou em ambos os terminais do cabo e são usualmente aplicados no processo de pré-localização. A técnica consiste na utilização uma ponte de resistores variáveis e de um voltímetro, conforme ilustrado na Figura 35. Com base em conexões específicas para as diferentes características de falta, a localização do defeito é determinada através dos valores ajustados dos resistores R_A e R_B e de expressões matemáticas referentes a cada tipo de conexão da ponte resistiva (BASCOM III; DOLLEN; NG, 1994).

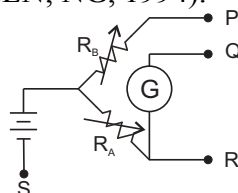


Figura 35: Ponte resistiva para LDF de cabos subterrâneos.

Além do emprego da ponte resistiva, outras abordagens *off-line* foram propostas para a etapa de pré-localização, dentre as quais se destacam: medição de capacitância, corrente de carga, resistência de isolamento, medição da reflexão de ondas viajantes por impulso de sinais, componentes harmônicas e relação de queda de tensão (BASCOM; DOLLEN; NG, 1994).

Com base nas estimativas do local do defeito obtido pela etapa de pré-localização, os métodos de traçado visam à correta localização da falha e usualmente exigem que seja percorrido o trajeto do cabo (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS, 2005). Dentre as técnicas utilizadas, a mais comum é a abordagem acústica. Através de uma fonte DC, um capacitor é carregado até um determinado nível de tensão e descarregado por um relé temporizado no cabo defeituoso. A descarga elétrica então provocará um estampido audível no local da falta. Outros métodos de apontamento utilizam como princípio a medição da corrente de retorno a terra, detecção de ondas eletromagnéticas geradas pelo arco voltaico, medição do campo magnético e injeção de correntes (BASCOM III; DOLLEN; NG, 1994).

A localização de defeitos em cabos subterrâneos baseada no princípio de ondas viajantes foi proposta em (WIGGINS et al., 1994; BO; WELLER; REDFERN, 1999). Utilizando os sinais de tensão e corrente da falta, a distância da falta é determinada a partir do intervalo de tempo entre dois picos do sinal transitório. Os resultados apresentados por (WIGGINS et al., 1994), indicam uma precisão de 2% em relação ao comprimento total da linha, a qual, segundo os autores, é suficiente para a substituição da seção de linha danificada. Por sua vez, a existência de diferentes tipos de condutores ao longo do alimentador subterrâneo não é considerada nesta publicação.

Uma abordagem híbrida, baseada no cálculo da impedância aparente e na utilização de inteligência artificial é proposta em (DARWISH, 2006). Com base em registros de perturbações, os fasores de tensão e corrente são extraídos através da transformada discreta de Fourier e a distância da falta é determinada através do cálculo da impedância aparente, a partir de modificações no método de (TAKAGI et al., 1982) ou do uso da componente reativa. Com base na estimativa da distância da falta obtida, os erros inerentes às técnicas de impedância aparente são minimizados a partir da utilização de redes neurais artificiais.

6.4 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Técnicas para a localização de defeitos em linhas de transmissão e distribuição foram discutidas neste capítulo. Três abordagens distintas podem ser consideradas como as principais tendências no referido tema: ondas viajantes e transformada Wavelet, redes neurais artificiais e impedância aparente.

A abordagem de ondas viajantes teve recentemente seus princípios introduzidos comercialmente à localização de defeitos em linhas de transmissão e vem sendo adaptada para sistemas de distribuição devido a sua precisão e à baixa influência da resistência de falta. Entretanto, a necessidade de equipamentos de sincronismo de tempo e de amostragem de sinais com elevada banda de passagem limita a sua aplicação devido ao grande número de alimentadores primários pertencentes a uma mesma concessionária.

Métodos baseados em redes neurais apresentam boa precisão para a estimativa da distância da falta, entretanto a técnica demanda um processo de treinamento prévio das redes neurais para cada sistema, impossibilitando a utilização de forma genérica.

O emprego de técnicas de LDF baseadas no cálculo da impedância aparente é favorecido pelo baixo custo agregado e pela capacidade de implementação em sistemas reais de forma genérica e simplificada. Para tanto, são utilizados os dados do sistema e das componentes fundamentais dos sinais de tensão e correntes, obtidos a partir de transdutores existentes nas subestações, como transformadores de corrente e de potencial.

A localização de defeitos em sistemas subterrâneos foi até então desenvolvida através de duas etapas denominadas “pré-localização” e “apontamento” – as quais são executadas com o sistema desenergizado e seccionado, implicando um maior tempo de restabelecimento do sistema e exigindo a presença das equipes de manutenção em campo.

Embora diversos algoritmos para a localização de faltas em sistemas de distribuição tenham sido desenvolvidos para a implementação em relés de proteção digitais, dentre os quais destaca-se o método de Lee *et al.* (2004), características típicas de sistemas subterrâneos não foram consideradas por essas metodologias. No próximo capítulo, extensões à metodologia de localização de defeitos por meio do cálculo da impedância aparente publicada em (LEE *et al.*, 2004) são desenvolvidas para a aplicação em redes de distribuição subterrâneas.

7 METOLOGIA DE LOCALIZAÇÃO PROPOSTA

7.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Observando a característica permanente dos defeitos em cabos subterrâneos, cujas causas foram apresentadas no Capítulo 2, é possível afirmar que a eficácia do processo de restabelecimento de RDS é dependente da existência de técnicas de LDF precisas. Entretanto, conforme descrito no Capítulo 6, a localização de faltas em sistemas subterrâneos tem sido realizada através de métodos de pré-localização e apontamento, os quais são executados em campo com a linha desenergizada e seccionada, singularidades que retardam o processo de restabelecimento do sistema (INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS, 2005).

Atualmente, o processo de digitalização dos esquemas de proteção vem substituindo os relés de proteção eletromecânicos e de estado-sólido por relés digitais, provendo estes equipamentos de novas funções. Dentre tais funcionalidades, destacam-se a localização de defeitos e os registros de oscilografia da perturbação, as quais, aliadas à exigência por parte do Operador Nacional do Sistema da existência de RDPs em subestações pertencentes à rede básica do SIN, disponibilizam importantes informações para a análise de perturbações, orientando o restabelecimento do sistema. Embora os RDPs sejam instalados prioritariamente em sistemas de transmissão, o processo de digitalização dos esquemas de proteção também tem contemplado os sistemas de distribuição através da instalação de relés digitais.

Considerando a existência dos dados de tensão e corrente durante uma perturbação, a metodologia de localização de defeitos proposta é fundamentada no cálculo da impedância aparente. A formulação estende os conceitos introduzidos em (LEE et al., 2004), adaptando-os às características típicas de redes de distribuição subterrâneas para todos os tipos de faltas, além de considerar o comportamento randômico do carregamento do sistema.

O esquema de localização proposto é considerado do tipo *off-line*, ou seja, é executado após a eliminação da falta por parte dos esquemas de proteção e pode ser implementado em *hardware* específico ou como sub-rotina de relés digitais. O intercâmbio das informações relativas à perturbação logo após a atuação dos esquemas de proteção permite disponibilizar de forma imediata aos centros de operação, ou ao operador local, as estimativas da distância e da resistência da falta. Considerando distúrbios com alta resistência de falta, imperceptíveis aos esquemas de proteção baseados em relés de sobrecorrente, o esquema proposto pode ser executado através de registros gerados a partir de *triggers* remotos em RDPs ou relés digitais.

7.2 ESTRUTURA GERAL

A metodologia de LDF é fundamentada no cálculo da impedância aparente a partir das componentes fundamentais dos sinais de tensão e corrente, e pode ser utilizada em sistemas de distribuição de topologia aérea ou subterrânea. Tendo em vista a aplicação prática da metodologia, a formulação foi desenvolvida tendo como base dados usuais aos esquemas de proteção, garantindo a capacidade de implementação de forma genérica e em larga escala. Para tanto, são utilizadas as componentes fundamentais dos sinais de tensão e corrente, medidos através de transformadores de corrente e potencial junto à subestação de distribuição. Embora em situações específicas possam existir dispositivos de medição instalados ao longo da linha e com disponibilidade de acesso e controle remoto, essa condição não pode ser generalizada e, portanto, não é contemplada pela técnica.

A abordagem proposta consiste, em linhas gerais, na determinação da distância do defeito através da comparação entre a impedância aparente medida até o local da falta e a impedância conhecida da linha. As seguintes informações são utilizadas como dados de entrada pelo esquema de localização de defeitos:

- Sinais de tensão e corrente (pré-falta e durante o defeito) na saída do alimentador.
- Topologia da linha (ramificações, comprimento das seções de linha e tipo de condutores).
- Impedância e admitância trifásicas dos condutores de cada seção de linha.
- Cargas em cada barra do sistema.
- Tipo de falta (fase-terra, fase-fase, fase-fase-terra ou trifásica) e fases envolvidas.
- Instante de incidência da falta.
- Ramificação lateral defeituosa.

A Figura 36 ilustra, através de um diagrama de blocos simplificado, as principais etapas que compõem o esquema proposto, as quais podem ser particionadas da seguinte forma:

- *Aquisição de dados*: Nesta etapa, as formas de onda dos sinais de tensão e corrente são registradas durante a perturbação.
- *Detecção da falta*: Detecção, identificação do tipo e instante de ocorrência do defeito.
- *Extração das componentes fundamentais*: Processo de filtragem e cálculo das componentes fundamentais dos sinais de tensão e corrente amostrados.
- *Determinação dos sistemas equivalentes*: Transformação do sistema completo com n ramificações lateral em n sistemas radiais equivalentes.
- *Localização da falta*: Determinação das possíveis distâncias e resistências de falta.

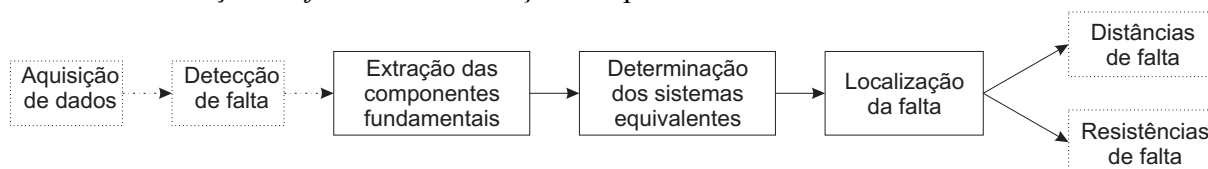


Figura 36: Diagrama de blocos simplificado do esquema de localização.

Nas seções subseqüentes serão apresentadas, de forma detalhada, as etapas que compõem o esquema de localização de defeitos. Inicialmente, serão descritas brevemente as etapas de aquisição de dados e detecção de faltas, as quais são consideradas como dados de entrada à formulação proposta. Em seguida, será apresentado o processo de extração das componentes fundamentais dos sinais analisados. Visando a uma melhor compreensão do esquema proposto, o desenvolvimento matemático referente à localização do defeito será exposto, seguido do processo de determinação dos sistemas equivalentes. Por fim, será descrito o procedimento de atualização do perfil de carga.

7.3 AQUISIÇÃO DE DADOS

Na primeira etapa do esquema de localização, o registro de oscilografia do distúrbio, composto por alguns ciclos dos sinais de tensão e corrente antes, durante e após a perturbação, é adquirido pelos gravadores digitais de falta de relés de proteção, ou através de registradores de perturbação. Tendo em vista que RDPs são equipamentos dedicados para a gravação das formas de onda, esses elementos permitem a gravação de um elevado número de registros, com duração mais longa que relés digitais (de até 5 ou mais segundos). Tais equipamentos também utilizam maiores taxas de amostragem frente às utilizadas por relés digitais, permi-

tindo, assim, a representação de fenômenos transitórios de frequências mais elevadas. Registradores de perturbação disponíveis comercialmente podem utilizar taxas de até 256 pontos por ciclo em 60 Hz.

Embora os registros de oscilografia de relés digitais sejam constituídos por alguns poucos ciclos de pré e pós-falta e com taxas de amostragens inferiores às utilizadas por RDPs, as componentes fundamentais dos sinais de corrente e tensão durante a falta são representadas adequadamente, possibilitando a sua utilização no esquema proposto.

7.4 DETECÇÃO DE FALTAS

Segundo (MORETO, 2005), o conjunto de dados amostrado deve ter identificado corretamente as amostras referentes aos períodos de pré e pós-falta. O instante da ocorrência da falta é denominado de *ponto de incidência de falta*, o qual juntamente com a identificação do tipo de falta, deve ser determinado através de processos de detecção de faltas, como os descritos no Capítulo 3 desta dissertação. Estas informações são utilizadas como dados de entrada ao processo de extração das componentes fundamentais e pela formulação para a localização de defeitos.

7.5 EXTRAÇÃO DAS COMPONENTES FUNDAMENTAIS

Sinais de tensão e corrente em SEP são idealmente periódicos, de forma de onda senoidal e de frequência nominal. No entanto, os sinais de entrada em relés digitais são caracterizados pela existência de ruídos e componentes harmônicas indesejáveis, que devem ser rejeitados para preservar as informações de interesse (MORETO, 2005).

Logo, o processo de extração das componentes fundamentais tem como objetivo filtrar, remover a componente contínua, ou componente DC, e calcular os fasores dos sinais de corrente e tensão amostrados. Considerando a aplicação em relés de proteção digitais, o processo de filtragem e decomposição das componentes na frequência fundamental deve ser executado de forma rápida e precisa. Para tanto, uma diversidade de algoritmos para esse processo foram sugeridos anteriormente, dentre os quais se destacam: Fourier, co-seno, Walsh, Kalman, mínimos quadrados e *mimic* (PHADKE; THORP, 1993; YU; GU, 2001).

7.5.1 Componente DC Decrescente

Um importante aspecto que influencia a etapa de extração das componentes fundamentais é a existência da componente DC decrescente no sinal analisado (MORETO, 2005). Tal componente é resultante do período transitório de circuitos do tipo RL, cuja taxa de decréscimo é dependente da constante de tempo do sistema e pode resultar na perda da periodicidade do sinal analisado. A compreensão da origem da componente DC pode ser obtida através do circuito do tipo RL série ilustrado na Figura 37.

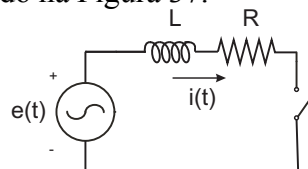


Figura 37: Circuito RL série.

A aplicação da Lei de Kirchoff no circuito da Figura 37 resulta na equação diferencial (7.1), onde R e L são, respectivamente, a resistência e a indutância do circuito:

$$e(t) = L \cdot \frac{di}{dt} + R \cdot i(t) \quad (7.1)$$

Supondo o fechamento da chave S_1 no instante $t = 0$ e a excitação do circuito por uma

fonte de tensão senoidal do tipo $e(t) = V_m \cdot \sin(\omega t + \alpha)$, a solução de (7.1) para a corrente $i(t)$ é dada por,

$$i(t) = \frac{V_m}{\sqrt{R^2 + (\omega \cdot L)^2}} \cdot \left[\sin(\omega \cdot t + \alpha - \varphi) - \sin(\alpha - \varphi) \cdot e^{-\left(\frac{R}{L}\right)t} \right] \quad (7.2)$$

onde ω é a frequência angular do sistema (rad/s) e:

$$\varphi = \arctg\left(\frac{\omega \cdot L}{R}\right) \quad (7.3)$$

A resposta do circuito RL é descrita por (7.2), e é composta pelas componentes permanente e transitória. O termo transitório $\sin(\alpha - \varphi) \cdot e^{-(R/L)t}$ caracteriza matematicamente a componente DC, onde o decaimento exponencial ao longo do tempo depende da constante de tempo τ , expressa por (7.4).

$$\tau = \frac{L}{R} = \frac{X/R}{\omega} \quad (7.4)$$

A expressão (7.2) também permite verificar que a componente DC decrescente é nula para $\alpha = \varphi$, onde α refere-se ao ângulo da tensão no instante do fechamento da chave S_j . Logo, para $\alpha - \varphi = 0^\circ$ ou 180° , a componente contínua é nula. Entretanto, para $\alpha - \varphi = \pm 90^\circ$ é obtido o seu máximo valor.

Considerando a validade do modelo RL para a representação de linhas em sistemas elétricos de potência, conforme avaliado no Capítulo 5, esses conceitos podem ser utilizados para a descrição da componente DC em sistemas elétricos de potência, a qual é típica de faltas sólidas ou de baixa impedância (MORETO, 2005).

A duração do decaimento da componente contínua é dependente da relação X/R dos parâmetros de linha, a qual relaciona as componentes reativa e resistiva. Sistemas de Extra Alta Tensão (EAT) são caracterizados pela relação X/R elevada. Segundo (ANDERSON, 1999), supondo uma relação X/R = 20, a componente transitória do sinal será reduzida para 36,8% em relação a seu valor inicial após aproximadamente 50 ms. Por sua vez, o tempo de decaimento é mais curto em SDE devido à menor relação X/R. Considerando uma relação igual a 8, a componente DC decairá até 36,8% de seu valor inicial após aproximadamente 20 ms. Entre outras utilidades, a relação X/R afeta diretamente no dimensionamento de disjuntores em sistemas de potência.

7.5.2 Filtro de Fourier

O cálculo dos fasores dos sinais de tensão e corrente é comumente realizado através de filtros baseados na transformada discreta de Fourier (DFT), devido a sua simplicidade e capacidade de rejeição a harmônicas. Através da expressão (7.5), os fasores dos sinais analisados são calculados a partir de um ciclo da frequência fundamental (PHADKE; THORP, 1993).

$$Y^k = \frac{2}{N} \cdot \sum_{n=1}^N y(n) \cdot \left[\cos\left(\frac{2\pi nk}{N}\right) + j \cdot \sin\left(\frac{2\pi nk}{N}\right) \right] \quad (7.5)$$

Onde:

- Y^k fasor calculado da harmônica de ordem k do sinal $y(t)$;
- $y(n)$ sinal amostrado;
- N número de amostras por ciclo;
- n número da amostra;
- k ordem da harmônica calculada ($k = 1, 2, \dots$).

Entretanto, a aplicação de filtros de Fourier tem como base a periodicidade do sinal amostrado. A existência da componente contínua decrescente implica a perda da característica periódica do sinal, reduzindo consideravelmente a precisão do cálculo das componentes fasoriais (LIN; LIU, 2002). Tal imprecisão produz informações incorretas aos sistemas de proteção, localização e detecção de faltas com base em componentes fundamentais. Como conse-

quências, podem ocorrer atuações retardadas, incorretas ou indevidas dos esquemas de proteção ou, ainda, induzir os métodos de LDF a estimativas errôneas do local do defeito.

7.5.3 Circuito *mimic*

Tendo em vista as limitações de filtros de Fourier frente à existência da componente DC, esta é convencionalmente eliminada, tanto em relés digitais, quanto analógicos, através de circuitos *mimic* (PHADKE; THORP, 1993). O circuito *mimic* é constituído pelo circuito RL série ilustrado na Figura 38, o qual é conectado ao terminal secundário do transformador de corrente. Deste modo, o sinal de corrente $i(t)$ com a componente DC é convertido em um sinal de tensão $v(t)$, medido sobre o circuito *mimic*. Segundo (LIN; LIU, 2002), essa conversão permite que a componente contínua seja filtrada de forma simplificada.

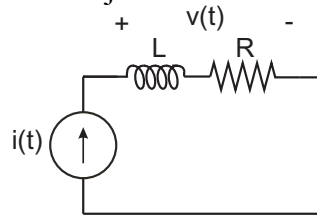


Figura 38: Circuito *mimic*.

Segundo (MORETO, 2005), os elementos R e L do circuito *mimic* são definidos com base na reatância indutiva e na resistência do sistema medido. Assim, é reproduzida a impedância da falta, garantindo a proporcionalidade entre o sinal de tensão convertido sem a componente decrescente e a corrente medida.

Embora o circuito *mimic* seja utilizado em conjunto ao filtro de Fourier para eliminar a componente contínua e estimar os fasores dos sinais, a definição dos valores de R e L representa a maior fonte de erro neste processo (LIN; LIU, 2002). Tal avaliação resulta da variação da relação X/R do circuito durante uma falta, em função de incertezas associadas à constante de tempo da componente DC, por fatores como distância, resistência e ângulo de incidência de falta. Neste caso, não há garantias de que o circuito *mimic* elimine completamente a componente contínua decrescente. Adicionalmente, circuitos *mimic* tendem a amplificar ruídos e componentes harmônicas de alta frequência (PHADKE; THORP, 1993; MORETO, 2005).

7.5.4 Filtro de Fourier Modificado

Considerando as limitações para o processo de extração das componentes fundamentais descritas na seção anterior, um algoritmo baseado no filtro de Fourier foi proposto em (LIN; LIU, 2002) e utilizado para a extração dos fasores dos sinais de corrente e tensão no esquema de localização de defeitos proposto neste trabalho.

O algoritmo calcula através da transformada discreta de Fourier, três fasores consecutivos para determinar a constante de tempo do decaimento da componente contínua. Assim, é eliminada completamente a influência da componente DC na extração das componentes fundamentais do sinal analisado. A formulação sugerida pelos autores parte da expressão (7.5), que pode ser reescrita por (7.6) e utiliza uma janela móvel deslocada a cada amostra r :

$$Y_r^k = \frac{2}{N} \cdot \sum_{n=0}^{N-1} y(n+r) \cdot e^{-j \frac{2\pi nk}{N}} \quad (7.6)$$

onde:

- Y_r^k fasor calculado da harmônica de ordem k para a janela r ;
- y sinal amostrado;
- n número da amostra
- r número da amostra inicial do ciclo considerado;

- N número de amostras por ciclo;
 k ordem da harmônica de interesse.

A partir de manipulações algébricas, a expressão (7.6) pode ser escrita sob a forma $Y_r^k = A_{r,n} + B_{r,n}$, onde $A_{r,k}$ representa o fasor correto da harmônica de ordem k e $B_{r,n}$ representa o erro introduzido pela componente DC decrescente.

Com base em manipulações algébricas subseqüentes, o fasor da componente harmônica k , sem a influência da componente contínua decrescente, é calculado por (LIN; LIU, 2002):

$$\hat{Y}_r^k = \frac{d \cdot Y_r^k - Y_{r+1}^k}{d - a_k} \quad (7.7)$$

onde:

$$a_k = e^{j \frac{2\pi k}{N}} \quad (7.8)$$

$$d = \frac{a_k \cdot Y_{r+1}^k - Y_{r+2}^k}{a_k \cdot Y_r^k - a_1 \cdot Y_{r+1}^k} \quad (7.9)$$

Através do filtro de Fourier modificado proposto em (LIN; LIU, 2002), é possível calcular os fasores da frequência fundamental ($k = 1$) e das componentes harmônicas ($k = 2, 3, \dots$) através de (7.7), eliminando o efeito introduzido pela componente DC. Segundo os autores, a utilização dessa formulação propicia ainda uma resposta mais precisa e rápida frente às técnicas clássicas baseadas em DFT e DFT com filtros *mimic*.

7.6 ESTIMATIVA DA DISTÂNCIA DA FALTA

A estimativa da distância da falta é determinada a partir de análises de circuitos elétricos, seguindo os conceitos introduzidos para faltas do tipo fase-terra em (LEE et al., 2004), estendendo-os para os defeitos do tipo: fase-terra, fase-fase, fase-fase-terra e trifásicos. A formulação proposta considera também as características típicas de linhas de distribuição subterrânea, como a natureza distribuída dos parâmetros de linha e a componente capacitiva não-desprezível. A natureza desequilibrada de linhas de distribuição é contemplada pela metodologia através do desenvolvimento matemático através de grandezas de fase, representando, desta forma, o distinto grau de acoplamento mútuo entre os condutores. A existência de cargas intermediárias, as quais caracterizam SDE, também é considerada pela abordagem.

Nesta seção serão apreciadas as etapas que fundamentam o esquema de localização proposto. Serão apresentados, nesta ordem: a formulação matemática, o algoritmo iterativo e o processo de atualização de tensões e correntes para cada barra do sistema.

7.6.1 Formulação Matemática

O equacionamento matemático da distância da falta é baseado no cálculo da impedância aparente, de forma similar ao apresentado em (LEE et al., 2004). Entretanto, no trabalho de Lee, a formulação despreza a componente capacitiva de linhas de distribuição, além de contemplar apenas defeitos fase-terra. Nesta seção, a fundamentação matemática para o esquema de LDF é apresentada para cada um dos possíveis tipos de faltas. A escolha do equacionamento adequado é definida pelo processo de detecção de faltas, uma vez que o tipo de defeito (fase-terra, fase-fase, fase-fase-terra ou trifásico) é dado de entrada da metodologia.

A seguinte notação é utilizada ao longo desta seção:

- V_{Sm} tensão pré-falta da fase m no terminal S ;
 I_{Sm} corrente pré-falta da fase m no terminal S ;
 I_{Sfm} corrente da fase m no terminal S durante a falta;
 V_{Sfm} tensão da fase m no terminal S durante a falta;

V_{Fm}	tensão da fase m no local da falta;
I_{Fm}	corrente de falta da fase m ;
I_{Lm}	corrente de carga da fase m ;
I_{Capm}	corrente capacitiva da fase m no terminal S durante a falta;
I_{RCapm}	corrente capacitiva da fase m no terminal R durante a falta;
z_{mn}	impedância própria por unidade de comprimento da fase m (Ω/m);
z_{mn}	impedância mútua por unidade de comprimento entre as fases m e n (Ω/m);
y_{Sm}	admitância <i>shunt</i> por unidade de comprimento na fase m no terminal S (Ω^{-1}/m);
y_{Rm}	admitância <i>shunt</i> por unidade de comprimento na fase m no terminal R (Ω^{-1}/m);
Z_{Lm}	impedância equivalente da carga na fase m (Ω);
R_{Fm}	resistência de falta da fase m (Ω);
R_{Fmn}	resistência de falta entre as fases m e n (Ω);
Z_{Fm}	impedância de falta da fase m (Ω);
Z_{Fmn}	impedância de falta entre as fases m e n (Ω);
L	comprimento total da seção de linha (metros);
x	distância da falta (metros);
m, n	fases a, b ou c .

Tais grandezas também são utilizadas sob a forma vetorial ou matricial, seguindo a seguinte notação trifásica:

$[V_S]$	vetor da tensão pré-falta no terminal S ;
$[I_S]$	vetor da corrente pré-falta no terminal S ;
$[V_{Sf}]$	vetor da tensão no terminal S durante a falta;
$[I_{Sf}]$	vetor da corrente no terminal S durante a falta;
$[I_L]$	vetor da corrente de carga durante a falta;
$[I_{Cap}]$	vetor da corrente capacitiva no terminal S durante a falta;
$[I_{RCap}]$	vetor da corrente capacitiva no terminal R durante a falta;
$[V_F]$	vetor da tensão no local da falta;
$[I_F]$	vetor da corrente de falta;
$[Z]$	matriz de impedâncias da seção de linha por unidade de comprimento (Ω/m);
$[Y_L]$	matriz de admitância <i>shunt</i> da seção de linha (Ω);
$[Z_L]$	matriz de impedâncias equivalente da carga (Ω);

O desenvolvimento matemático é fundamentado no modelo de linha ilustrado pela Figura 39. O modelo é constituído por uma seção de linha cujos parâmetros série (resistência e indutância) estão distribuídos ao longo de seu comprimento. Os parâmetros em derivação (*shunt*) são compostos apenas pela componente capacitiva, tendo em vista os argumentos apresentados no Capítulo 5 sobre a modelagem da condutância, e são representados no equacionamento de forma concentrada junto aos terminais S e R .

7.6.1.1 Falta Fase-Terra

A Figura 39 ilustra uma falta fase-terra envolvendo a fase a (A-g), a qual será utilizada como referência nesta seção. Visando à apresentação da formulação de forma genérica, a fase sob falta é identificada através do índice m . Assim, a tensão da fase m no terminal S , a qual descreve as condições da falta em regime permanente, é dada por:

$$V_{Sf_m} = x \cdot (z_{ma} \cdot I_{X_a} + z_{mb} \cdot I_{X_b} + z_{mc} \cdot I_{X_c}) + V_{F_m} \quad (7.10)$$

onde:

$$I_{X_n} = I_{Sf_n} - I_{Cap_n} \quad (7.11)$$

$$V_{F_m} = Z_{F_m} \cdot I_{F_m} \quad (7.12)$$

para $n = a, b, c$.

A equação (7.10) considera as contribuições das componentes mútuas entre as fases, bem como a componente capacitiva da linha, representando, assim, as características típicas de linhas subterrâneas. Assumindo que a impedância de falta seja estritamente resistiva e constante durante o período analisado, é possível expandir a equação (7.10) através de suas componentes reais e imaginárias, resultando em (7.13) e (7.14), respectivamente.

$$V_{Sf_{m(r)}} = x \cdot M_1 + R_{F_m} \cdot I_{F_{m(r)}} \quad (7.13)$$

$$V_{Sf_{m(i)}} = x \cdot M_2 + R_{F_m} \cdot I_{F_{m(i)}} \quad (7.14)$$

Onde os índices (r) e (i) representam, respectivamente, as componentes reais e imaginárias das grandezas, e:

$$M_1 = \sum_{k=\{a,b,c\}} [z_{ak(r)} \cdot I_{X_{k(r)}} - z_{ak(i)} \cdot I_{X_{k(i)}}] \quad (7.15)$$

$$M_2 = \sum_{k=\{a,b,c\}} [z_{ak(r)} \cdot I_{X_{k(i)}} + z_{ak(i)} \cdot I_{X_{k(r)}}] \quad (7.16)$$

Agrupando as equações (7.13) e (7.14) sob a forma matricial,

$$\begin{bmatrix} V_{Sf_{m(r)}} \\ V_{Sf_{m(i)}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M_1 & I_{F_{m(r)}} \\ M_2 & I_{F_{m(i)}} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x \\ R_{F_m} \end{bmatrix} \quad (7.17)$$

é possível determinar as estimativas da distância e da resistência de falta, como funções das tensões e correntes no terminal S, bem como dos parâmetros de linha:

$$\begin{bmatrix} x \\ R_{F_m} \end{bmatrix} = \frac{1}{M_1 I_{F_{m(i)}} - M_2 I_{F_{m(r)}}} \begin{bmatrix} I_{F_{m(i)}} & -I_{F_{m(r)}} \\ -M_2 & M_1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V_{Sf_{m(r)}} \\ V_{Sf_{m(i)}} \end{bmatrix} \quad (7.18)$$

Finalmente, a solução de (7.18), resulta nas expressões independentes para o cálculo da distância e da resistência de faltas do tipo fase-terra, envolvendo a fase m :

$$x = \frac{V_{Sf_{m(r)}} \cdot I_{F_{m(i)}} - V_{Sf_{m(i)}} \cdot I_{F_{m(r)}}}{M_1 \cdot I_{F_{m(i)}} - M_2 \cdot I_{F_{m(r)}}} \quad (7.19)$$

$$R_{F_m} = \frac{M_1 \cdot V_{Sf_{m(i)}} - M_2 \cdot V_{Sf_{m(r)}}}{M_1 \cdot I_{F_{m(i)}} - M_2 \cdot I_{F_{m(r)}}} \quad (7.20)$$

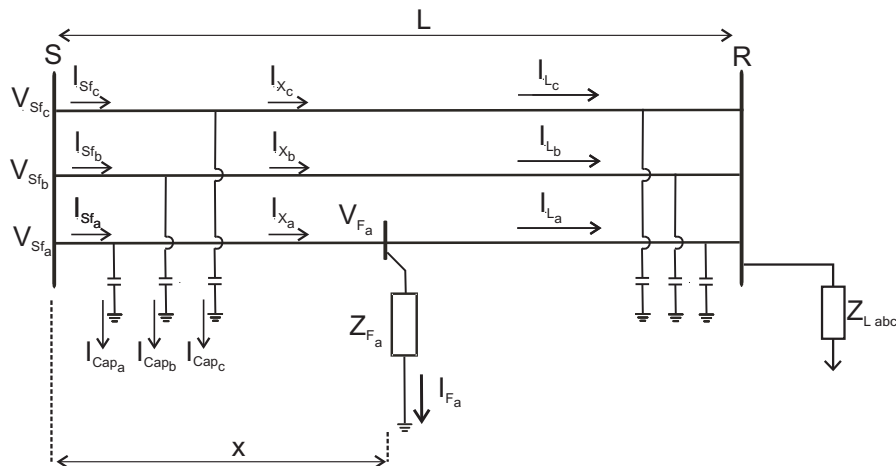


Figura 39: Falta fase-terra (A-g).

As equações (7.19) e (7.20) são funções das tensões e correntes medidas no terminal S e dos parâmetros de linha. No entanto, a solução dessas expressões também depende de duas incógnitas: corrente de falta (I_F) e corrente capacitiva no terminal S (I_{Cap}). Tendo em vista que ambas as incógnitas são dependentes da corrente de carga (I_L), um algoritmo iterativo é desenvolvido para a determinação destas variáveis e apresentado em detalhes na seção 7.6.2.

7.6.1.2 Falta Fase-Fase

A Figura 40 ilustra uma falta fase-fase envolvendo as fases b e c (BC), a qual será utilizada como referência nesta seção. Tendo como objetivo a apresentação do equacionamento de forma genérica, as fases sob falta são identificadas através dos índices p e q , respectivamente. Assim, as tensões das fases p e q no terminal S , são expressas por (7.21) e (7.22), respectivamente.

$$V_{Sf_p} = x \cdot (z_{pa} \cdot I_{X_a} + z_{pb} \cdot I_{X_b} + z_{pc} \cdot I_{X_c}) + V_{F_p} \quad (7.21)$$

$$V_{Sf_q} = x \cdot (z_{qa} \cdot I_{X_a} + z_{qb} \cdot I_{X_b} + z_{qc} \cdot I_{X_c}) + V_{F_q} \quad (7.22)$$

Com base na Figura 40, é possível determinar as condições de contorno que caracterizam defeitos do tipo fase-fase:

$$V_{F_p} = V_{F_q} + Z_{F_{pq}} \cdot I_{F_p} \quad (7.23)$$

$$I_{F_q} = -I_{F_p} \quad (7.24)$$

Substituindo (7.22) em (7.23),

$$V_{F_p} = V_{Sf_q} - x \cdot (z_{qa} \cdot I_{X_a} + z_{qb} \cdot I_{X_b} + z_{qc} \cdot I_{X_c}) + Z_{F_{pq}} \cdot I_{F_p} \quad (7.25)$$

e também substituindo a expressão resultante (7.25) em (7.21) e manipulando-a algebricamente resulta em:

$$V_{Sf_p} = V_{Sf_q} + x \cdot [(z_{pa} - z_{qa}) \cdot I_{X_a} + (z_{pb} - z_{qb}) \cdot I_{X_b} + (z_{pc} - z_{qc}) \cdot I_{X_c}] + Z_{F_{pq}} \cdot I_{F_p} \quad (7.26)$$

Assumindo que a impedância de falta ($Z_{F_{pq}}$) seja estritamente resistiva e constante durante o período analisado, é possível expandir (7.26) através de suas componentes reais e imaginárias, resultando nas equações (7.27) e (7.28), respectivamente.

$$V_{Sf_{p(r)}} = x \cdot N_1 + R_{F_{pq}} \cdot I_{F_{p(r)}} \quad (7.27)$$

$$V_{Sf_{p(i)}} = x \cdot N_2 + R_{F_{pq}} \cdot I_{F_{p(i)}} \quad (7.28)$$

Onde os índices (r) e (i) representam, respectivamente, as componentes reais e imaginárias das grandezas, e:

$$N_1 = \sum_{k=\{a,b,c\}} [(z_{pk(r)} - z_{qk(r)}) \cdot I_{X_{k(r)}} - (z_{pk(i)} - z_{qk(i)}) \cdot I_{X_{k(i)}}] \quad (7.29)$$

$$N_2 = \sum_{k=\{a,b,c\}} [(z_{pk(r)} - z_{qk(r)}) \cdot I_{X_{k(i)}} + (z_{pk(i)} - z_{qk(i)}) \cdot I_{X_{k(r)}}] \quad (7.30)$$

Agrupando (7.27) e (7.28) sob a forma matricial,

$$\begin{bmatrix} V_{Sf_{p(r)}} - V_{Sf_{q(r)}} \\ V_{Sf_{p(i)}} - V_{Sf_{q(i)}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} N_1 & I_{F_{p(r)}} \\ N_2 & I_{F_{p(i)}} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x \\ R_{F_{pq}} \end{bmatrix} \quad (7.31)$$

e explicitando através de (7.32), as incógnitas x e $R_{F_{pq}}$, as quais representam, respectivamente, a estimativa da distância e da resistência de falta,

$$\begin{bmatrix} x \\ R_{F_{pq}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} N_1 & I_{F_{p(r)}} \\ N_2 & I_{F_{p(i)}} \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} V_{Sf_{p(r)}} - V_{Sf_{q(r)}} \\ V_{Sf_{p(i)}} - V_{Sf_{q(i)}} \end{bmatrix} \quad (7.32)$$

a solução da equação matricial (7.32) resulta nas expressões referentes à distância e à resistência de falta para defeitos fase-fase, dadas por (7.33) e (7.34), respectivamente.

$$x = \frac{(V_{Sf_{p(r)}} - V_{Sf_{q(r)}}) \cdot I_{F_{p(i)}} - (V_{Sf_{p(i)}} - V_{Sf_{q(i)}}) \cdot I_{F_{p(r)}}}{N_1 \cdot I_{F_{p(i)}} - N_2 \cdot I_{F_{p(r)}}} \quad (7.33)$$

$$R_{F_{pq}} = \frac{N_1 \cdot (V_{Sf_{p(i)}} - V_{Sf_{q(i)}}) - N_2 \cdot (V_{Sf_{p(r)}} - V_{Sf_{q(r)}})}{N_1 \cdot I_{F_{p(i)}} - N_2 \cdot I_{F_{p(r)}}} \quad (7.34)$$

De forma similar à formulação para defeitos do tipo fase-terra, as estimativas da distância e da resistência de falta são funções das tensões e correntes medidas no terminal S , bem como dos parâmetros de linha. Porém, ambas as equações também são dependentes das correntes de falta (I_F) e capacitivas no terminal S (I_{Cap}), as quais são determinadas através do algoritmo iterativo a ser apresentado na seção 7.6.2.

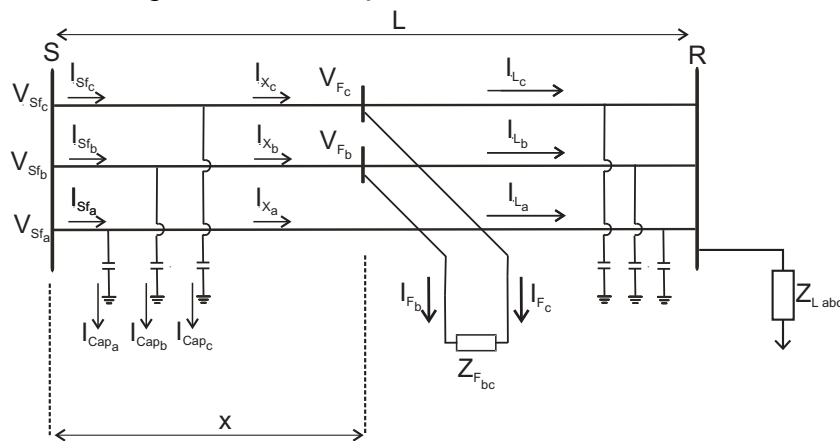


Figura 40: Falta fase-fase (BC).

7.6.1.3 Falta Fase-Fase-Terra

A Figura 41 ilustra um defeito fase-fase-terra envolvendo as fases b e c (BC-g), a qual será utilizada como referência nesta seção. Tendo em vista a descrição genérica da formulação, as fases sob falta são expressas através dos índices p e q , respectivamente. Assim, o equacionamento referente às tensões das fases p e q no terminal S é idêntico às apresentadas para defeitos fase-fase pelas equações (7.21) e (7.22). Entretanto, as condições de contorno de defeitos do tipo fase-fase-terra são descritas matematicamente por:

$$V_{F_p} = (Z_{F_p} + Z_{F_{pq}}) \cdot I_{F_p} + Z_{F_{pq}} \cdot I_{F_q} \quad (7.35)$$

$$V_{F_q} = Z_{F_{pq}} \cdot I_{F_p} + (Z_{F_q} + Z_{F_{pq}}) \cdot I_{F_q} \quad (7.36)$$

Substituindo (7.35) em (7.21) e (7.36) em (7.22),

$$V_{Sf_p} = x \cdot (z_{pa} \cdot I_{X_a} + z_{pb} \cdot I_{X_b} + z_{pc} \cdot I_{X_c}) + (Z_{F_p} + Z_{F_{pq}}) \cdot I_{F_p} + Z_{F_{pq}} \cdot I_{F_q} \quad (7.37)$$

$$V_{Sf_q} = x \cdot (z_{qa} \cdot I_{X_a} + z_{qb} \cdot I_{X_b} + z_{qc} \cdot I_{X_c}) + Z_{F_{pq}} \cdot I_{F_p} + (Z_{F_q} + Z_{F_{pq}}) \cdot I_{F_q} \quad (7.38)$$

e supondo que as impedâncias de falta sejam estritamente resistivas e constantes durante o período analisado, a expansão de (7.37) e (7.38), através de suas componentes reais e imaginárias, resulta no conjunto de equações (7.39) – (7.42):

$$V_{Sf_{p(r)}} = x \cdot P_1 + (R_{F_p} + R_{F_{pq}}) \cdot I_{F_{p(r)}} + R_{F_{pq}} \cdot I_{F_{q(r)}} \quad (7.39)$$

$$V_{Sf_{p(i)}} = x \cdot P_2 + (R_{F_p} + R_{F_{pq}}) \cdot I_{F_{p(i)}} + R_{F_{pq}} \cdot I_{F_{q(i)}} \quad (7.40)$$

$$V_{Sf_{q(r)}} = x \cdot P_3 + R_{F_{pq}} \cdot I_{F_{p(r)}} + (R_{F_q} + R_{F_{pq}}) \cdot I_{F_{q(r)}} \quad (7.41)$$

$$V_{Sf_{q(i)}} = x \cdot P_4 + R_{F_{pq}} \cdot I_{F_{p(i)}} + (R_{F_q} + R_{F_{pq}}) \cdot I_{F_{q(i)}} \quad (7.42)$$

onde os índices (r) e (i) representam as componentes reais e imaginárias das grandezas, e:

$$P_1 = \sum_{k=\{a,b,c\}} [z_{pk(r)} \cdot I_{X_{k(r)}} - z_{pk(i)} \cdot I_{X_{k(i)}}] \quad (7.43)$$

$$P_2 = \sum_{k=\{a,b,c\}} [z_{pk(r)} \cdot I_{X_{k(i)}} - z_{pk(i)} \cdot I_{X_{k(r)}}] \quad (7.44)$$

$$P_3 = \sum_{k=\{a,b,c\}} [z_{qk(r)} \cdot I_{X_{k(r)}} - z_{qk(i)} \cdot I_{X_{k(i)}}] \quad (7.45)$$

$$P_4 = \sum_{k=\{a,b,c\}} [z_{qk(r)} \cdot I_{X_{k(i)}} - z_{qk(i)} \cdot I_{X_{k(r)}}] \quad (7.46)$$

Agrupando (7.43) – (7.46) sob a forma matricial e explicitando as incógnitas referentes à distância e as resistências de falta, obtém-se:

$$\begin{bmatrix} x \\ R_{F_p} \\ R_{F_q} \\ R_{F_{pq}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P_1 & I_{F_{p(r)}} & 0 & I_{F_{p(r)}} + I_{F_{q(r)}} \\ P_2 & I_{F_{p(i)}} & 0 & I_{F_{p(i)}} + I_{F_{q(i)}} \\ P_3 & 0 & I_{F_{q(r)}} & I_{F_{p(r)}} + I_{F_{q(r)}} \\ P_4 & 0 & I_{F_{q(i)}} & I_{F_{p(i)}} + I_{F_{q(i)}} \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} V_{Sf_{p(r)}} \\ V_{Sf_{p(i)}} \\ V_{Sf_{q(r)}} \\ V_{Sf_{q(i)}} \end{bmatrix} \quad (7.47)$$

A solução de (7.47) produz as estimativas da distância e das três resistências de faltas envolvidas em defeitos do tipo fase-fase-terra. Conforme citado anteriormente, a formulação resultante é dependente das correntes de falta e capacitiva no terminal S , as quais são determinadas através do algoritmo iterativo da seção 7.6.2.

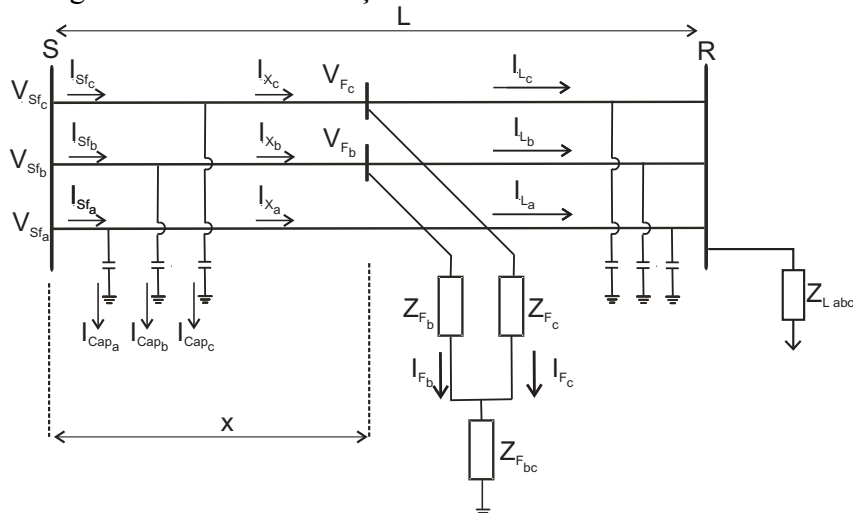


Figura 41: Falta fase-fase-terra (BC-g).

7.6.1.4 Faltas Trifásicas

A Figura 42 ilustra a falta trifásica (ABC-g) referenciada nesta seção. As tensões das fases a , b e c no terminal S durante a falta são expressas sob a forma matricial por:

$$\begin{bmatrix} V_{Sf_a} \\ V_{Sf_b} \\ V_{Sf_c} \end{bmatrix} = x \cdot \begin{bmatrix} z_{aa} & z_{ab} & z_{ac} \\ z_{ba} & z_{bb} & z_{bc} \\ z_{ca} & z_{cb} & z_{cc} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_{X_a} \\ I_{X_b} \\ I_{X_c} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} V_{F_a} \\ V_{F_b} \\ V_{F_c} \end{bmatrix} \quad (7.48)$$

onde:

$$V_{F_n} = Z_{F_n} \cdot I_{F_n} \quad (7.49)$$

para $n = a, b, c$.

Substituindo a equação (7.49), referente às fases a , b e c , em (7.48) e supondo que as impedâncias de falta sejam puramente resistivas,

$$\begin{bmatrix} V_{Sf_a} \\ V_{Sf_b} \\ V_{Sf_c} \end{bmatrix} = x \cdot \begin{bmatrix} z_{aa} & z_{ab} & z_{ac} \\ z_{ba} & z_{bb} & z_{bc} \\ z_{ca} & z_{cb} & z_{cc} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_{X_a} \\ I_{X_b} \\ I_{X_c} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} I_{F_a} \cdot R_{F_a} \\ I_{F_b} \cdot R_{F_b} \\ I_{F_c} \cdot R_{F_c} \end{bmatrix} \quad (7.50)$$

a expansão de (7.50) através de suas componentes reais e imaginárias resulta no conjunto de expressões (7.51) – (7.56):

$$V_{Sf_{a(r)}} = x \cdot T_1 + R_{F_a} \cdot I_{F_{a(r)}} \quad (7.51)$$

$$V_{Sf_{a(i)}} = x \cdot T_2 + R_{F_a} \cdot I_{F_{a(i)}} \quad (7.52)$$

$$V_{Sf_{b(r)}} = x \cdot T_3 + R_{F_b} \cdot I_{F_{b(r)}} \quad (7.53)$$

$$V_{Sf_{b(i)}} = x \cdot T_4 + R_{F_b} \cdot I_{F_{b(i)}} \quad (7.54)$$

$$V_{Sf_{c(r)}} = x \cdot T_5 + R_{F_c} \cdot I_{F_{c(r)}} \quad (7.55)$$

$$V_{Sf_{c(i)}} = x \cdot T_6 + R_{F_c} \cdot I_{F_{c(i)}} \quad (7.56)$$

onde:

$$T_1 = \sum_{k=\{a,b,c\}} [z_{ak(r)} \cdot I_{X_{k(r)}} - z_{ak(i)} \cdot I_{X_{k(i)}}] \quad (7.57)$$

$$T_2 = \sum_{k=\{a,b,c\}} [z_{ak(r)} \cdot I_{X_{k(i)}} + z_{ak(i)} \cdot I_{X_{k(r)}}] \quad (7.58)$$

$$T_3 = \sum_{k=\{a,b,c\}} [z_{bk(r)} \cdot I_{X_{k(r)}} - z_{bk(i)} \cdot I_{X_{k(i)}}] \quad (7.59)$$

$$T_4 = \sum_{k=\{a,b,c\}} [z_{bk(r)} \cdot I_{X_{k(i)}} + z_{bk(i)} \cdot I_{X_{k(r)}}] \quad (7.60)$$

$$T_5 = \sum_{k=\{a,b,c\}} [z_{ck(r)} \cdot I_{X_{k(r)}} - z_{ck(i)} \cdot I_{X_{k(i)}}] \quad (7.61)$$

$$T_6 = \sum_{k=\{a,b,c\}} [z_{ck(r)} \cdot I_{X_{k(i)}} + z_{ck(i)} \cdot I_{X_{k(r)}}] \quad (7.62)$$

Analisando as equações (7.51) – (7.56), observa-se que este grupo de 6 equações independentes é composto por quatro incógnitas, referentes à distância da falta e as resistências de falta. Logo, a solução desse sistema de equações exige apenas quatro destas expressões:

$$\begin{bmatrix} x \\ R_{F_a} \\ R_{F_b} \\ R_{F_c} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} T_1 & I_{F_{a(r)}} & 0 & 0 \\ T_2 & I_{F_{a(i)}} & 0 & 0 \\ T_3 & 0 & I_{F_{b(r)}} & 0 \\ T_5 & 0 & 0 & I_{F_{c(r)}} \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} V_{Sf_{a(r)}} \\ V_{Sf_{a(i)}} \\ V_{Sf_{b(r)}} \\ V_{Sf_{c(i)}} \end{bmatrix} \quad (7.63)$$

Neste caso, optou-se pela utilização da combinação das expressões (7.51) – (7.53) e (7.55). A solução de (7.63) resulta na estimativa da distância para defeitos trifásicos, bem como das resistências de falta em cada fase. Novamente, as expressões resultantes dependem da corrente de falta e das correntes capacitivas, as quais são determinadas através do algoritmo iterativo a ser desenvolvido na próxima seção.

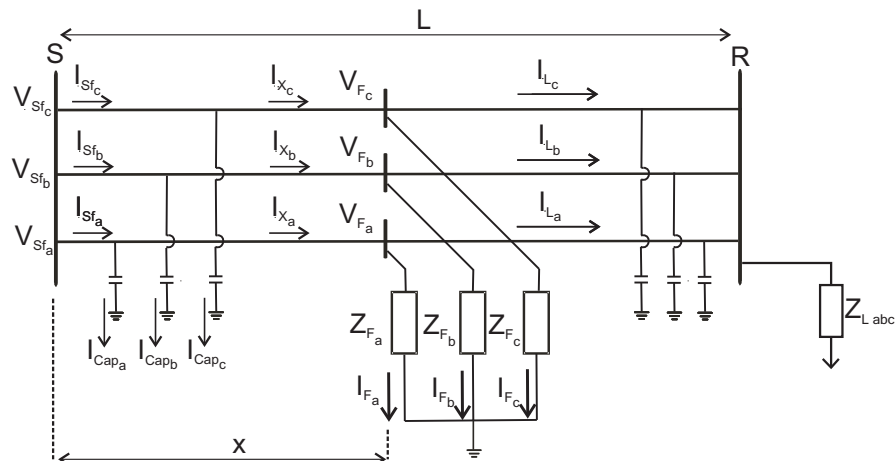


Figura 42: Falta trifásica (ABC-g).

7.6.2 Estimativa da Corrente Capacitiva e da Corrente de Falta

O desenvolvimento matemático para as estimativas da distância da falta e das resistências de falta foi apresentado na seção anterior para cada tipo de defeito. No entanto, a solução das expressões (7.18), (7.32), (7.47) e (7.63) é dependente de duas incógnitas: corrente de falta e corrente capacitiva no terminal S .

Considerando que o esquema de LDF é fundamentado no cálculo da impedância aparente, a estimativa destas incógnitas é determinada através de conceitos de circuitos elétricos, tendo como base a análise da topologia do sistema e dos sinais de tensão e corrente medidos junto à subestação. A seguir, os conceitos utilizados para a determinação de ambas as estimativas são descritos separadamente.

7.6.2.1 Estimativa da Corrente Capacitiva

A capacitância *shunt* de linhas de distribuição subterrâneas é considerada não-desprezível e distribuída uniformemente ao longo de seu comprimento (SHORT, 2004). Tendo em vista a consideração da componente capacitiva na formulação, sua distribuição ao longo da linha é aproximada pela metodologia desenvolvida. Neste caso, a admitância *shunt* de uma seção de linha é suposta como concentrada no início e no final da seção de linha, de forma similar a um circuito do tipo π , conforme ilustrado pelas Figuras 39 a 42.

Embora a componente capacitiva seja considerada concentrada em ambos os extremos da linha, a natureza distribuída deste parâmetro é aproximada pela metodologia através da relação entre a estimativa da distância da falta e a distribuição entre os terminais S e R da capacitância da seção de linha. Assim, considera-se a admitância *shunt* da fase m junto ao terminal S diretamente proporcional à distância da falta, conforme descrito pela expressão (7.64):

$$y_{S_m} = \frac{x}{L} \cdot y_{L_m} \quad (7.64)$$

Logo, a admitância *shunt* junto ao terminal R é dada por:

$$y_{R_m} = \left(\frac{L-x}{L} \right) \cdot y_{L_m} \quad (7.65)$$

Com base na estimativa da capacitância *shunt* no terminal S , a corrente capacitiva (I_{cap}) é determinada a partir da tensão medida no terminal S durante a perturbação:

$$[I_{cap}] = [Y_S] \cdot [V_{sf}] \quad (7.66)$$

onde:

$$[Y_S] = \begin{bmatrix} y_{S_a} & 0 & 0 \\ 0 & y_{S_b} & 0 \\ 0 & 0 & y_{S_c} \end{bmatrix} \quad (7.67)$$

Os fundamentos e equações apresentados nesta seção são utilizados junto ao processo iterativo desenvolvido para as estimativas da distância e resistências de falta, a ser descrito na seção 7.6.2.3.

7.6.2.2 Estimativa da Corrente de Falta

A corrente de falta (I_F) também é uma incógnita das expressões relativas à distância e às resistências de falta. Conforme citado no Capítulo 6, a relação entre a corrente do terminal S e a estimativa da corrente de falta pode introduzir um erro no cálculo da distância da falta devido à componente reativa. Desta forma, a precisão da estimativa de I_F influencia diretamente na incerteza associada à estimativa da distância da falta.

Com base nas Figuras 39 a 42, é possível verificar que a corrente de falta é função das seguintes correntes durante o período de falta: corrente de carga, capacitiva do terminal S e da fonte (terminal S), as quais são relacionadas matematicamente por:

$$[I_F] = [I_{Sf}] - [I_{Cap}] - [I_L] \quad (7.68)$$

No entanto, a corrente de carga durante o período de falta é diferente da corrente de carga pré-falta (LEE et al., 2004). Tal afirmação é resultado de dinâmicas do sistema e do aumento significativo da corrente fornecida pela subestação durante a falta. Esta elevação resulta em modificações das quedas de tensão ao longo da linha em relação ao período pré-falta, interferindo na corrente fornecida às cargas dependentes de variações na tensão do sistema, como os modelos de potência e impedância constantes.

Em função dessas limitações, um algoritmo iterativo é desenvolvido para a estimativa corrente de carga durante a perturbação, o qual é apresentado na próxima seção.

7.6.2.3 Algoritmo Iterativo

O esquema de localização de faltas faz uso de um processo iterativo fundamentado nos conceitos e expressões matemáticas apresentadas ao longo desta dissertação. O algoritmo é desenvolvido para determinar a partir de estimativas iniciais, as correntes de falta e capacitiva no terminal S . Com base nestas estimativas, a distância e as resistências de falta são calculadas a cada iteração e utilizadas ao longo do algoritmo.

O algoritmo, único para todos os tipos de falta, é composto por 15 etapas, assim definidas:

- I. A estimativa inicial da corrente de carga durante o período da falta é considerada igual à corrente medida no período pré-falta (7.69):

$$[I_L] = [I_S] \quad (7.69)$$

- II. Considera-se inicialmente a admitância *shunt* distribuída uniformemente entre as duas extremidades da seção de linha:

$$y_{S_m} = y_{R_m} = \frac{y_{L_m}}{2} \quad (7.70)$$

- III. A corrente capacitiva no terminal S (I_{Cap}) é calculada por (7.66).

- IV. A estimativa inicial da corrente de falta é determinada por (7.71):

$$[I_F] = [I_{Sf}] - [I_S] \quad (7.71)$$

- V. São calculadas as estimativas iniciais da distância e das resistências de falta. Para tanto, é executado o passo XIII deste algoritmo.

- VI. As tensões trifásicas no ponto da falta são determinadas através de:

$$\begin{bmatrix} V_{F_a} \\ V_{F_b} \\ V_{F_c} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{Sf_a} \\ V_{Sf_b} \\ V_{Sf_c} \end{bmatrix} - x \cdot \begin{bmatrix} z_{aa} & z_{ab} & z_{ac} \\ z_{ba} & z_{bb} & z_{bc} \\ z_{ca} & z_{cb} & z_{cc} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_{X_a} \\ I_{X_b} \\ I_{X_c} \end{bmatrix} \quad (7.72)$$

- VII. Uma matriz de reatância capacitiva no terminal R é calculada por (7.73):

$$[X_C] = [(L - x) \cdot Y_L]^{-1} \quad (7.73)$$

- VIII. É calculada uma matriz de admitância equivalente entre a impedância de carga (Z_L), a matriz de reatância capacitiva no terminal R (X_C) e a impedância da linha entre o local da falta e o terminal R através de (7.74).

$$[Y_{l-eq}] = \{(L - x) \cdot [Z] + [Z_L] // j \cdot [X_C]\}^{-1} \quad (7.74)$$

- IX. Com base na matriz de admitância equivalente calculada em (7.74) e nas tensões no local da falta calculadas por (7.72), estima-se a corrente de carga durante a perturbação:

$$[I_L]_{abc} = [Y_{l-eq}] \cdot [V_F]_{abc} \quad (7.75)$$

- X. Uma nova matriz de admitância *shunt* no terminal S (Y_S) é calculada por (7.64).
 XI. Um novo vetor de correntes capacitivas no terminal S (I_{Cap}) é calculado por (7.66).
 XII. Determina-se a corrente de falta através da expressão (7.68).
 XIII. Estima-se a distância e as resistências de falta através das equações específicas para cada tipo de defeito:
- Fase-terra: (7.18)
 - Fase-fase: (7.32)
 - Fase-fase-terra: (7.47)
 - Trifásica: (7.63)

A solução das expressões referentes ao cálculo da distância do defeito é realizada considerando todas as estimativas da corrente de falta. Para tanto, é utilizado a solução através de mínimos quadrados para a equação (7.76). Supondo a expressão referente à distância da falta para os quatro tipos de defeitos escrita sob a forma:

$$x(n) = \frac{A}{B} \Rightarrow x(n) \cdot B = A \quad (7.76)$$

Onde n é o índice de iteração; supondo defeitos do tipo fase-terra, para fins de exemplificação, A e B em (7.76) são dados por:

$$A = V_{Sf_{m(r)}} \cdot [I_{F_{m(i)}}] - V_{Sf_{m(i)}} \cdot [I_{F_{m(r)}}] \quad (7.77)$$

$$B = M_1 \cdot [I_{F_{m(i)}}] - M_2 \cdot [I_{F_{m(r)}}] \quad (7.78)$$

Sendo $[I_{F_{m(r)}}]$ e $[I_{F_{m(i)}}]$, os vetores de ordem n , referentes às estimativas das componentes reais e imaginárias da corrente de falta, calculadas para cada uma das n iterações do algoritmo.

Na expressão (7.76) a estimativa de $x(n)$, no senso de mínimos quadrados, é o valor que minimiza a norma do vetor $x(n) \cdot B - A$. Logo, a solução das expressões relativas à distância da falta em (7.18), (7.32), (7.47) e (7.63) para a iteração de ordem n é dada pelo valor de $x(n)$ que minimiza o erro quadrático médio da expressão (7.79):

$$\sum_{i=1}^n (x(n) \cdot B(i) - A(i))^2 = 0 \quad (7.79)$$

A qual, aplicada para defeitos do tipo fase-terra é dada por:

$$\sum_{i=1}^n \left[\left(x(n) \cdot M_1 \cdot I_{F_{m(i)}}(i) - M_2 \cdot I_{F_{m(r)}}(i) \right) - \left(V_{Sf_{m(r)}} \cdot I_{F_{m(i)}}(i) - V_{Sf_{m(i)}} \cdot I_{F_{m(r)}}(i) \right) \right]^2 = 0 \quad (7.80)$$

- XIV. Verificação da convergência do algoritmo. A análise de convergência utiliza duas grandezas calculadas pelo algoritmo iterativo: distância da falta e as resistências de falta, através das expressões (7.81) – (7.82):

$$|x(n) - x(n-1)| < \delta_1 \quad (7.81)$$

$$|R_{F_m}(n) - R_{F_m}(n-1)| < \delta_2 \quad (7.82)$$

onde n representa o número de iterações do algoritmo e $\delta_{1,2}$ representam a tolerância para o erro dessas estimativas. Essas tolerâncias são definidas de acordo com a precisão da resposta e tempo computacional desejado. As seguintes tolerâncias foram utilizadas no esquema de localização proposto:

$$\delta_1 = 0,0001 \cdot L \quad (7.83)$$

$$\delta_2 = 0,001 \cdot \Omega \quad (7.84)$$

XV. Caso os dois critérios analisados tenham convergido, o algoritmo iterativo é interrompido. Caso contrário, retorna-se ao passo VI com os valores atualizados da distância e da resistência de falta, executando novamente o processo iterativo.

O algoritmo desenvolvido anteriormente é descrito de forma resumida através de um diagrama de fluxo simplificado ilustrado na Figura 43.

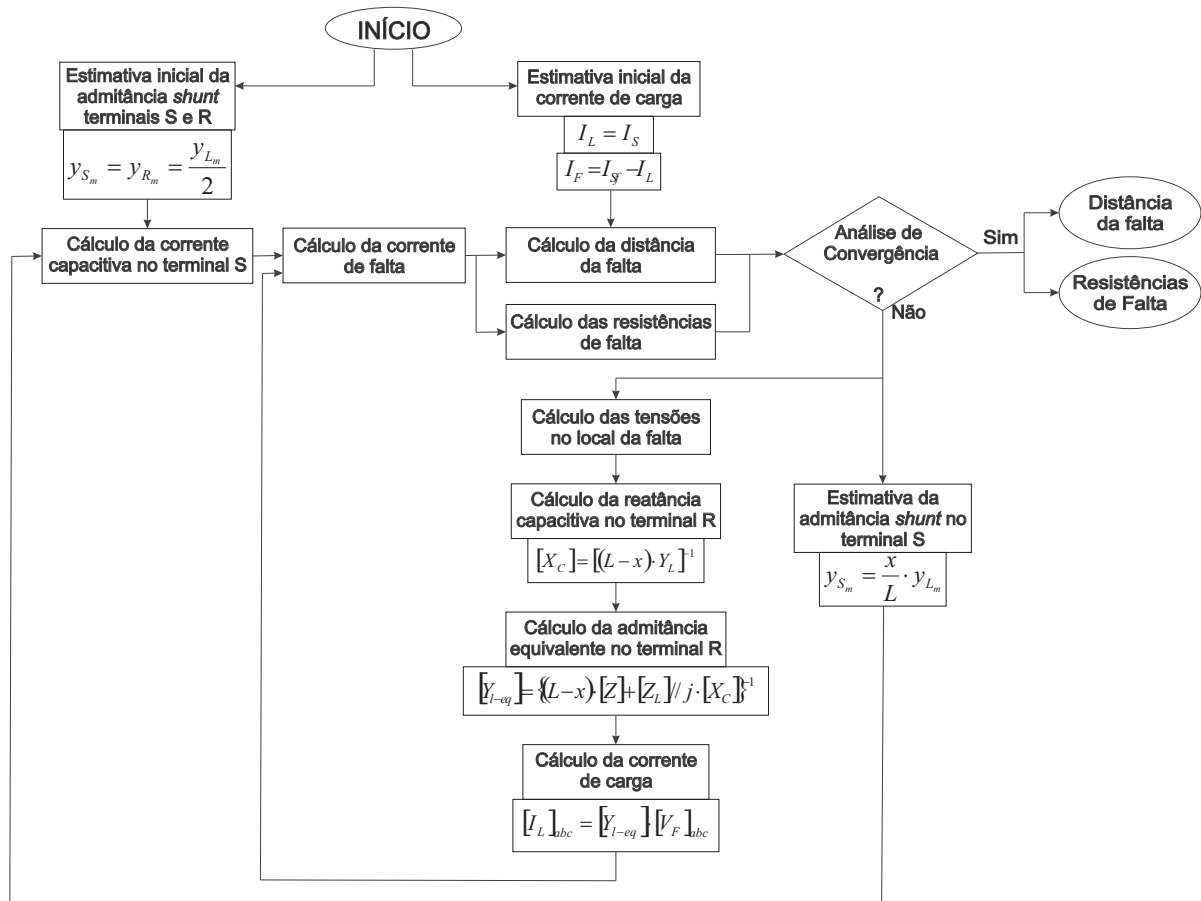


Figura 43: Diagrama de fluxo do algoritmo para estimativa da corrente de carga.

7.6.2.4 Influência do Ângulo da Corrente de Falta

Embora as expressões referentes ao cálculo da distância do defeito sejam dependentes de duas variáveis: corrente de falta e corrente capacitiva, verifica-se uma influência direta do ângulo da corrente de falta (θ_F) na formulação. A influência de θ_F , que representa o erro devido à componente reativa citado no Capítulo 6, pode ser demonstrada matematicamente. Tomando a expressão (7.19), que representa a estimativa da distância para defeitos fase-terra, e representando-a por coordenadas polares, resulta em,

$$x = \frac{|V_{Sf_m}| \cdot \cos(\theta_{V_{Sf_m}}) \cdot |I_{F_m}| \cdot \sin(\theta_{F_m}) - |V_{Sf_m}| \cdot \sin(\theta_{V_{Sf_m}}) \cdot |I_{F_m}| \cdot \cos(\theta_{F_m})}{M_1 \cdot |I_{F_m}| \cdot \sin(\theta_{F_m}) - M_2 \cdot |I_{F_m}| \cdot \cos(\theta_{F_m})} \quad (7.85)$$

e simplificando a equação (7.85),

$$x = \frac{|V_{Sf_m}| \cdot \cos(\theta_{V_{Sf_m}}) \cdot \sin(\theta_{F_m}) - |V_{Sf_m}| \cdot \sin(\theta_{V_{Sf_m}}) \cdot \cos(\theta_{F_m})}{M_1 \cdot \sin(\theta_{F_m}) - M_2 \cdot \cos(\theta_{F_m})} \quad (7.86)$$

A partir de (7.86) é possível verificar que essa equação depende apenas do ângulo da corrente da falta (θ_{F_m}) e da corrente capacitiva no terminal S, de forma implícita aos termos M_1 e M_2 . As demais variáveis que compõem a expressão (7.86) são diretamente medidas ou são constantes do sistema.

Tal influência também pode ser comprovada para defeitos do tipo fase-fase. Tomando a expressão (7.33), representando-a por coordenadas polares e simplificando-a, obtém-se:

$$x = \frac{\left(|V_{Sf_p}| \cos(\theta_{V_{Sf_p}}) - |V_{Sf_q}| \cos(\theta_{V_{Sf_q}}) \right) \cdot \sin(\theta_{F_m}) - \left(|V_{Sf_p}| \sin(\theta_{V_{Sf_p}}) - |V_{Sf_q}| \sin(\theta_{V_{Sf_q}}) \right) \cdot \cos(\theta_{F_m})}{N_1 \cdot \sin(\theta_{F_m}) - N_2 \cdot \cos(\theta_{F_m})} \quad (7.87)$$

Novamente, apenas a componente angular da corrente de falta (θ_{F_m}) está presente nesta expressão matemática, afetando diretamente o cálculo da distância da falta.

Em faltas trifásicas e também em faltas bifásicas, a terra onde a resistência de falta R_{pq} seja nula, conforme ilustrado na Figura 44, a comprovação da influência do ângulo da corrente de falta pode ser realizada através da similaridade com defeitos fase-terra. Neste caso, cada uma das fases defeituosas é modelada como um defeito fase-terra. Assim, o equacionamento matemático resume-se à modelagem de duas, ou três, defeitos fase-terra, cuja comprovação da influência de θ_F no cálculo da distância da falta foi apresentada no início desta seção.

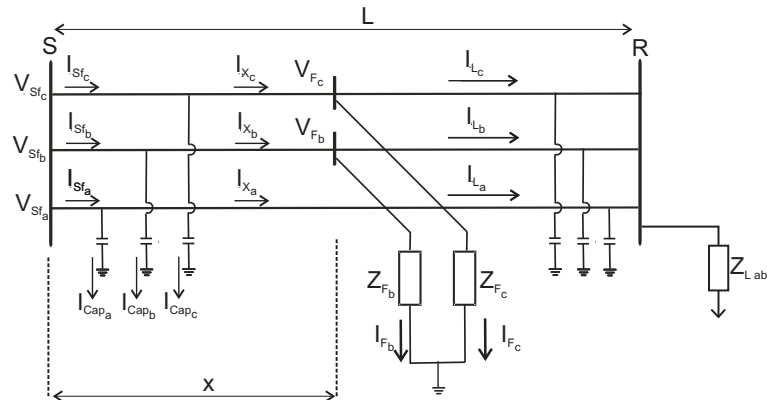


Figura 44: Modelos simplificados para faltas fase-fase-terra.

7.6.3 Estimativa de Tensões e Correntes

O esquema de localização apresentado pelas seções 7.6.1 e 7.6.2 foi desenvolvido considerando um sistema radial do tipo linha-carga, onde se supõe que as tensões e correntes do terminal S são obtidas diretamente de medições na subestação do sistema. Entretanto, redes de distribuição de energia são tipicamente radiais e compostas por cargas intermediárias ao longo de seu comprimento, como ilustrado na Figura 45.

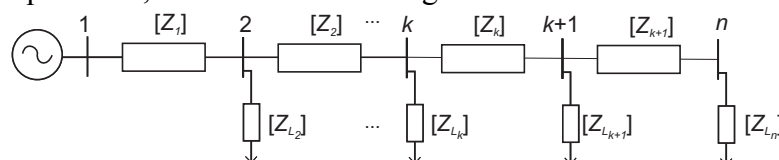


Figura 45: Sistema radial com cargas intermediárias.

A aplicação da formulação para a localização de defeitos em sistemas radiais com cargas intermediárias pode ser realizada através de um procedimento de atualização dos fasores de tensão e corrente em cada barra do sistema. Assim, o esquema de localização é executado através de um processo de busca iterativa. O processo inicia considerando as tensões e correntes medidas na subestação. Utilizando o algoritmo descrito na seção anterior, distância e resistências de falta são estimadas. Caso a distância calculada seja superior ao comprimento da seção de linha analisada, a falta é considerada como externa a esta seção. Neste caso, o

algoritmo é executado novamente, porém considerando os fasores de tensão e corrente atualizados para a próxima seção de linha.

Considerando a disponibilidade de medição apenas na subestação, as tensões e correntes relativas aos períodos pré-falta e durante a falta na barra à jusante da seção analisada são calculadas através do uso de quadripólos, por meio das expressões (7.88) – (7.91):

$$[V_{S_{k+1}}] = [a] \cdot [V_{S_k}] - [b] \cdot [I_{S_k}] \quad (7.88)$$

$$[V_{Sf_{k+1}}] = [a] \cdot [V_{Sf_k}] - [b] \cdot [I_{Sf_k}] \quad (7.89)$$

$$[I_{Sf_{k+1}}] = -[c] \cdot [V_{Sf_k}] + [d] \cdot [I_{Sf_k}] - [Z_{L_{k+1}}]^{-1} \cdot [V_{Sf_{k+1}}] \quad (7.90)$$

$$[I_{S_{k+1}}] = -[c] \cdot [V_{S_k}] + [d] \cdot [I_{S_k}] - [Z_{L_{k+1}}]^{-1} \cdot [V_{S_{k+1}}] \quad (7.91)$$

onde:

- $[V_{Sf_{k+1}}]$ tensão da barra $k+1$ durante a falta;
- $[V_{Sf_k}]$ tensão da barra k durante a falta;
- $[V_{S_{k+1}}]$ tensão da barra $k+1$ no período pré-falta;
- $[V_{S_k}]$ tensão da barra k no período pré-falta;
- $[I_{Sf_{k+1}}]$ corrente entre as barras k e $k+1$ durante a falta;
- $[I_{S_{k+1}}]$ corrente entre as barras k e $k+1$ no período pré-falta;
- $[Z_{L_{k+1}}]$ matriz de impedância de carga da barras $k+1$;

$$[a] = [I] + \frac{1}{2} \cdot [Z_k] \cdot [Y_k] \quad (7.92)$$

$$[b] = [Z_k] \quad (7.93)$$

$$[c] = [Y_L] + \frac{1}{4} \cdot [Y_k] \cdot [Z_k] \cdot [Y_k] \quad (7.94)$$

$$[d] = [a] \quad (7.95)$$

- $[I]$ matriz de identidade;
- $[Z_k]$ matriz de impedância de linha da seção entre as barras k e $k+1$;
- $[Y_k]$ matriz de admitância de linha da seção entre as barras k e $k+1$.

Através do processo de atualização dos fasores de tensão e corrente para cada barra do sistema, o algoritmo de localização é executado até que seja localizada uma falta interna à seção de linha analisada. Com base na distância da falta calculada em relação à barra k , a distância do defeito em relação à subestação (x_{total}) é calculada pela soma entre a estimativa calculada (x) e a distância entre a subestação e a barra k (x_{sk}):

$$x_{total} = x + x_{sk} \quad (7.96)$$

A Figura 46 ilustra, através de um diagrama de blocos, o esquema de localização, considerando o processo de busca iterativa e de estimativa dos fasores de tensão e corrente.

7.7 DETERMINAÇÃO DOS SISTEMAS EQUIVALENTES

Na seção anterior foi apresentado, de forma detalhada, o esquema de localização de faltas proposto para alimentadores subterrâneos radiais com a presença de cargas intermediárias ao longo do comprimento da linha. Para tanto, foi desenvolvida uma formulação para o cálculo da distância e das resistências de falta, bem como um algoritmo de busca iterativa para analisar as todas as seções de linha do sistema. Entretanto, alimentadores primários são redes tipicamente radiais, com cargas intermediárias e também ramificações laterais, que podem assumir configurações do tipo trifásica, bifásica ou monofásica.

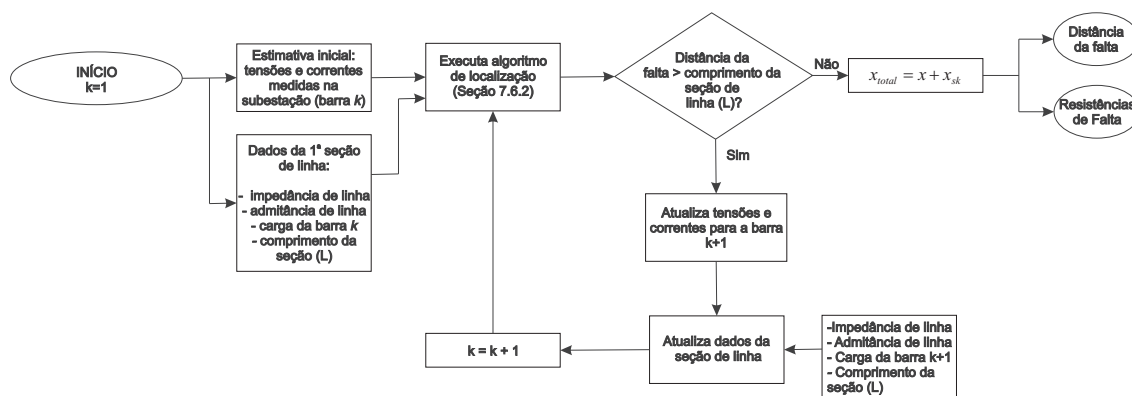


Figura 46: Algoritmo de busca iterativa e estimativa dos fasores de tensão e corrente.

Tendo em vista a extensão da formulação proposta para sistemas com ramificações laterais, o esquema de localização faz uso de sistemas equivalentes para cada caminho possível para o fluxo de potência, analisando-os individualmente. Considerando um sistema composto por n ramificações laterais, são determinados n sistemas radiais equivalentes. Supondo o exemplo da Figura 47, existe um total de 9 possíveis caminhos para o fluxo de potência, sendo os compostos pelas barras (1, 2, 3, 4, 5 e 6) e (1, 2, 16, 21 e 22) dois destes caminhos.

Os sistemas equivalentes são obtidos a partir da transformação de linhas e cargas que não pertençam ao caminho analisado em impedâncias equivalentes constantes ao longo do alimentador radial. Deste modo, o algoritmo de localização de faltas analisa uma a uma as ramificações laterais, sendo as demais tratadas como cargas intermediárias ao longo da linha. Segundo (KUNDUR, 1994), a modelagem de cargas e linhas como impedância equivalente constante pode ser considerada uma aproximação adequada, uma vez que o método adota a análise do sistema nos primeiros ciclos de falta.

A determinação das impedâncias equivalentes é realizada através de rotinas de fluxo de potência trifásico (FPT). A utilização do FPT garante a precisão dos equivalentes calculados, bem como a facilidade de implementação da técnica em sistemas genéricos. O cálculo sistemático de impedâncias série e paralela para a representação de linhas e de cargas é considerado uma abordagem inadequada para sistemas de grande porte, bem como em sistemas com elevado acoplamento mútuo entre as fases, além de dificultar a implementação genérica da metodologia, justificando a opção pelo fluxo de potência trifásico (SALIM; RESENER; FILOMENA; OLIVEIRA; BRETAS, 2008b).

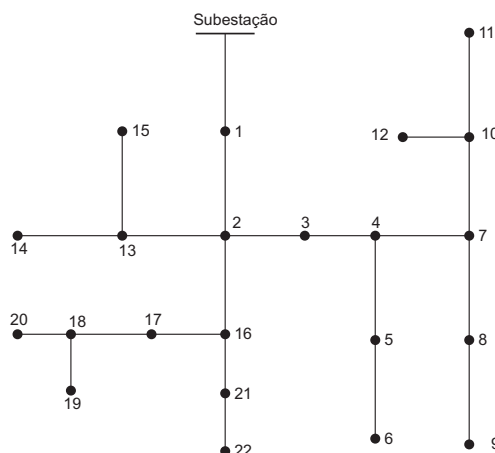


Figura 47: Alimentador primário com ramificações laterais.

7.7.1 Fluxo de Potência Trifásico

O esquema de localização utiliza o fluxo de potência trifásico apresentado em (KERSTING, 2002), o qual é um processo iterativo baseado na técnica *ladder* e desenvolvido para a aplicação em sistemas de distribuição de energia. Segundo o autor, em função da topologia radial de alimentadores de distribuição, as técnicas de fluxo de carga comuns a sistemas de transmissão não são aplicadas a esses sistemas. Tal afirmação é resultado das limitações de convergência desses algoritmos.

O fluxo de potência utilizado considera as não-linearidades do SDE, bem como as assimetrias dos acoplamentos mútuos entre as fases. A análise de fluxo de potência permite que sejam determinadas as seguintes grandezas para cada fase do sistema:

- Módulo e ângulo das tensões de cada barra.
- Fluxo de potência ativa e reativa para cada seção de linha.
- Módulo e ângulo das correntes em cada seção de linha.
- Perdas totais em cada seção de linha.

No esquema de localização proposto, o FPT é desenvolvido para calcular as tensões e correntes de cada fase, tendo em vista a utilização desses dados para a determinação dos sistemas equivalentes. O algoritmo de FPT é executado em duas etapas de varreduras: *forward* e *backward sweep*, as quais têm a orientação da carga para a fonte e da fonte para a carga, respectivamente. A técnica iterativa é desenvolvida de forma a determinar, através das leis de Kirchoff, as tensões e correntes em cada ramo do sistema. O *forward sweep* é realizado para determinar a tensão na subestação do sistema, enquanto o *backward sweep* calcula as tensões nas barras utilizando a tensão da subestação e correntes das seções de linha calculadas anteriormente através do *forward sweep*. A análise de convergência do algoritmo é realizada através do comparativo entre as tensões calculadas e as tensões de referência da subestação.

O algoritmo é fundamentado nas leis de Kirchoff para determinação das tensões e correntes do sistema. Considerando o segmento de linha ilustrado na Figura 48, as seguintes relações são utilizadas pelo algoritmo (KERSTING, 2002):

$$[V]_n = [a] \cdot [V]_m + [b] \cdot [I]_m \quad (7.97)$$

$$[I]_{nm} = [c] \cdot [V]_m + [d] \cdot [I]_m \quad (7.98)$$

$$[V]_m = [a] \cdot [V]_n - [b] \cdot [I]_n \quad (7.99)$$

$$[I]_{mn} = -[c] \cdot [V]_n + [d] \cdot [I]_n \quad (7.100)$$

onde:

$[V]_m$ vetor de tensão trifásica do nó m ;

$[V]_n$ vetor de tensão trifásica do nó n ;

$[I]_m$ vetor de corrente que entra no nó m ;

$[I]_{nm}$ vetor de corrente que sai do nó n e entra no nó m ;

$$[a] = [I] + \frac{1}{2} \cdot [Z] \cdot [Y] \quad (7.101)$$

$$[d] = [a] \quad (7.102)$$

sendo $[Z]$ e $[Y]$ as matrizes impedância e admitância da seção de linha e $[I]$ é a matriz identidade.

Em (7.97) – (7.100), as matrizes $[b]$ e $[c]$ são dependentes do modelo de linha adotado:

Modelo π :

$$[b] = [Z] \quad (7.103)$$

$$[c] = [Y] + \frac{1}{4} \cdot [Y] \cdot [Z] \cdot [Y] \quad (7.104)$$

Modelo RL:

$$[b] = 0 \quad (7.105)$$

$$[c] = 0 \quad (7.106)$$

O fluxo de potência considera cargas do tipo potência constante, impedância constante e corrente constante, cujas correntes de carga são calculadas, respectivamente, pelas expressões (7.107) – (7.109).

$$I_{L_m} = \left(\frac{S_m}{V_m} \right)^* \quad (7.107)$$

$$I_{L_m} = \left(\frac{V_m}{Z_{Cargam}} \right) \quad (7.108)$$

$$I_{L_m} = I_{Cargam} \quad (7.109)$$

Onde * representa o conjugado e I_{L_m} , S_m e V_m são, respectivamente, a corrente, a potência aparente e a tensão da carga na barra n ; Z_{cargam} é a impedância da carga e I_{cargam} é a corrente equivalente do modelo de carga do tipo corrente constante.

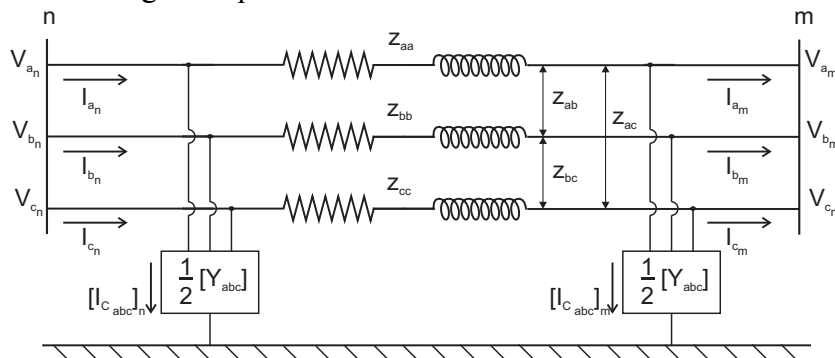


Figura 48: Segmento de linha trifásico para exemplificação das leis de Kirchoff.

Com base nas leis de Kirchoff apresentadas anteriormente, o algoritmo de FPT sugerido em (KERSTING, 2002) é desenvolvido, utilizando como exemplo o sistema da Figura 47, seguindo as seguintes etapas:

Execução do *forward sweep*:

- I. Assume-se a tensão em cada barra final (nós 6, 9, 11, 12, 14, 15, 19, 20, 22) igual à tensão de referência da subestação do sistema.
- II. Define-se uma das barras final para o início do processo. Para fins de exemplificação, inicialmente supõe-se como barra m , o nó 9.
- III. Com base na tensão da barra m , a corrente do nó devido à carga é calculada através das equações (7.107) – (7.109).
- IV. Calcula-se a corrente que circula entre os nós m e n através de (7.100).
- V. São calculadas as tensões da barra n pela expressão (7.97).
- VI. Verifica-se caso a barra n seja uma junção¹ ou a subestação do sistema.
 - a. Se a barra n for uma junção, retorna-se ao passo II para outra barra final (11 ou 12, por exemplo) e retoma-se o processo até que todas as tensões e correntes dos nós à jusante da junção sejam conhecidas. A última estimativa da tensão da barra n é utilizada nas etapas seguintes.
 - b. Caso esta barra seja a subestação do sistema, executa-se a etapa XI.

¹ Caso exista mais de duas seções de linhas conectadas a este nó. Na Figura 47, a barra 7 é uma junção.

- c. Se nenhuma das afirmações anteriores for verdadeira, prossegue-se a execução do algoritmo.
- VII. Calcula-se a corrente de carga na barra n através das equações (7.107) – (7.109).
- VIII. Determina-se a corrente total na barra n , através da soma de todas as correntes existentes neste nó, devido à existência de carga e ramificações:

$$[I]_n = \sum_{p=1}^N [I]_{np} + [I_L]_n \quad (7.110)$$

onde N é o número total de barras do sistema.

- IX. Atualiza-se o índice de barras ($m = n$).
- X. Retorna-se ao passo IV para o cálculo das tensões na nova barra m .
- XI. Análise de convergência. Com base no vetor de tensões calculadas na subestação $[V_{Scalc}]$, esta é comparada com o valor de referência da tensão na subestação $[V_S]$:

$$\varepsilon = \|[V_{Scalc}] - [V_S]\| \leq \delta_3 \quad (7.111)$$

onde δ_3 é a tolerância pré-definida para a convergência do processo iterativo. Neste trabalho foi considerado $\delta_3 = 0,001 \cdot V_{base}$, sendo $V_{base} = 13,8kV$.

- a. Caso a inequação (7.111) seja verdadeira, o algoritmo de FPT é interrompido e são consideradas como resposta final as últimas tensões calculadas em cada barra.
- b. Caso $\varepsilon > \delta_3$ executa-se o *backward sweep*, a ser apresentado a seguir.

Execução do *backward sweep*:

- I. As tensões das fases a , b e c , no terminal da subestação, são consideradas iguais às tensões de referência deste terminal.
- II. Com base na corrente calculada pelo *forward sweep* entre os nós n e m , é calculada uma nova tensão na barra à jusante (m), através da equação (7.99).
- III. Repete-se o procedimento para todas as barras do sistema, resultando em novas tensões para cada nó.
- IV. Executa-se novamente o *forward sweep*, utilizando as tensões calculadas pelo *backward sweep* nas barras finais do sistema (nós 6, 9, 11, 12, 14, 15, 19, 20, 22).

Deste modo, através da execução das rotinas de *forward* e *backward sweep*, são calculadas as correntes e tensões em sistemas de distribuição de topologia radial. A Figura 49 descreve, através de um diagrama de blocos simplificado, o algoritmo de fluxo de potência trifásico baseado na técnica *ladder*.

7.7.2 Determinação dos Sistemas Equivalentes

A determinação dos n possíveis sistemas equivalentes, considerando um sistema com n ramificações laterais, é realizada de forma iterativa e segue os fundamentos desenvolvidos em (NAGPAL; XU; SAWADA, 1998). Segundo os autores, em sistemas trifásicos, o efeito transitório nos sinais de tensão e corrente em uma fase afeta as demais fases do sistema em função do acoplamento mútuo. Logo, se utilizados apenas dados monofásicos, o efeito desse acoplamento pode induzir erros ao cálculo dos equivalentes de sistemas, afetando tanto as impedâncias próprias quanto as mútuas.

De modo a superar essas limitações, os sistemas equivalentes são calculados no esquema de LDF através das tensões e correntes trifásicas, além de utilizar três condições de operação distintas, conforme sugerido em (NAGPAL; XU; SAWADA, 1998). Como resulta-

do a esta abordagem, são providas matrizes de dimensão 3x3 referentes a cada sistema equivalente, considerando, neste caso, a natureza desequilibrada de cargas e linhas. Entretanto, de forma distinta ao apresentado em (NAGPAL; XU; SAWADA, 1998), o esquema proposto nesta dissertação é baseado na utilização de três análises de FPT, como o apresentado na seção 7.7.1, para a determinação dos sistemas equivalentes.

Para a obtenção dos três pontos de operação, são utilizadas três tensões de referência distintas para a subestação do sistema, permanecendo o carregamento do sistema inalterado. O uso das três condições de operação tem como objetivo representar o acoplamento mútuo do sistema através de equivalentes trifásicos, de forma a reduzir os erros relatados em (NAGPAL; XU; SAWADA, 1998) quando utilizados apenas dados monofásicos. Inicialmente, o algoritmo considera a condição equilibrada de tensão. As duas condições subsequentes analisadas pelo FPT utilizam pequenas variações no módulo e ângulo em relação à condição equilibrada. Essas tensões devem ser desbalanceadas, de modo a evitar a ocorrência de resultados linearmente dependentes (NAGPAL; XU; SAWADA, 1998). Com base nas tensões e correntes calculadas pelo FPT para cada condição de operação, são determinados os sistemas equivalentes trifásicos. O algoritmo pode ser definido de forma através das seguintes etapas:

- I. São executadas as três análises de fluxo de potência. Para cada FPT, é utilizada uma condição distinta da tensão de referência na barra da subestação do sistema. As três condições de tensão utilizadas neste trabalho são definidas por (7.112) – (7.114) e escolhidas de forma aleatória.

$$[V_{s_1}] = [|V_s| \angle 0^\circ \quad |V_s| \angle -120^\circ \quad |V_s| \angle 120^\circ]^T \quad (7.112)$$

$$[V_{s_2}] = [|V_s| \angle 0^\circ \quad 0,9 \cdot |V_s| \angle -120^\circ \quad |V_s| \angle 120^\circ]^T \quad (7.113)$$

$$[V_{s_3}] = [|V_s| \angle 15^\circ \quad |V_s| \angle -105^\circ \quad 1,2 \cdot |V_s| \angle 135^\circ]^T \quad (7.114)$$

Tendo em vista o impedimento da ocorrência de problemas relacionados à convergência do algoritmo, são adotados como desvios no módulo das tensões valores positivos ou negativos suficientemente pequenos e distintos para cada fase do sistema. Os ângulos das tensões, por sua vez, são mantidos equilibrados, com um deslocamento angular de 120° entre fases.

- II. Com base nas tensões e correntes calculadas pelo FPT para as três condições de operação, são calculados os vetores de impedâncias equivalentes $[Z_{t,p-q}]$ da fase t , entre o nó p e seus nós adjacentes q , através de:

$$[Z_t]_{p-q} = \begin{bmatrix} Z_{ta} \\ Z_{tb} \\ Z_{tc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_{a_1} & I_{b_1} & I_{c_1} \\ I_{a_2} & I_{b_2} & I_{c_2} \\ I_{a_3} & I_{b_3} & I_{c_3} \end{bmatrix}_{p-q}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} V_{t_1} \\ V_{t_2} \\ V_{t_3} \end{bmatrix} \quad (7.115)$$

onde o índice t representa as fases a , b ou c , e:

- Z_{mn} impedância equivalente entre as fases m e n ;
- V_{tk} tensão calculada pelo FPT na fase t para condição k ;
- I_{tk} corrente calculada pelo FPT na fase t para condição k ;
- k condições de operação 1, 2, 3.

- III. Calcula-se a matriz do equivalente trifásico $[Z_{eq}]_{pq}$ para cada lateral que possua uma seção de linha conectando os nós p e q , através dos vetores referentes às fases a , b e c determinados por (7.115) e aplicados em (7.116):

$$[Z_{eq}]_{p-q} = [[Z_a]_{pq} \quad [Z_b]_{pq} \quad [Z_c]_{pq}]^T \quad (7.116)$$

- IV. São determinados os n possíveis caminhos para o fluxo de potência radial.

- V. Seleciona-se um dos caminhos possíveis e determina-se em quais barras existem ramificações laterais. Supondo o sistema da Figura 47, o caminho composto pelas barras (1, 2, 3, 4, 5, 6) possui ramificações apenas nos nós 2 e 4.
- VI. Para cada barra com lateral, são utilizadas as impedâncias equivalentes calculadas na etapa III e que não pertencem ao caminho analisado. No exemplo, a barra 2 para o caminho (1, 2, 3, 4, 5, 6) terá uma impedância equivalente composta pelo paralelo das impedâncias calculadas $[Z_{eq_{2-13}}]$ e $[Z_{eq_{2-16}}]$.
- VII. Em cada barra em que exista lateral e cargas, a impedância equivalente é determinada pelo paralelo entre a impedância da carga e a impedância equivalente calculada no passo III.
- VIII. Retorna-se a etapa V até que todos os caminhos possíveis sejam determinados.

Com base na determinação dos n sistemas equivalentes, é executado o esquema de localização proposto para cada um dos sistemas radiais calculados, abrangendo todas as ramificações laterais existentes no sistema analisado.

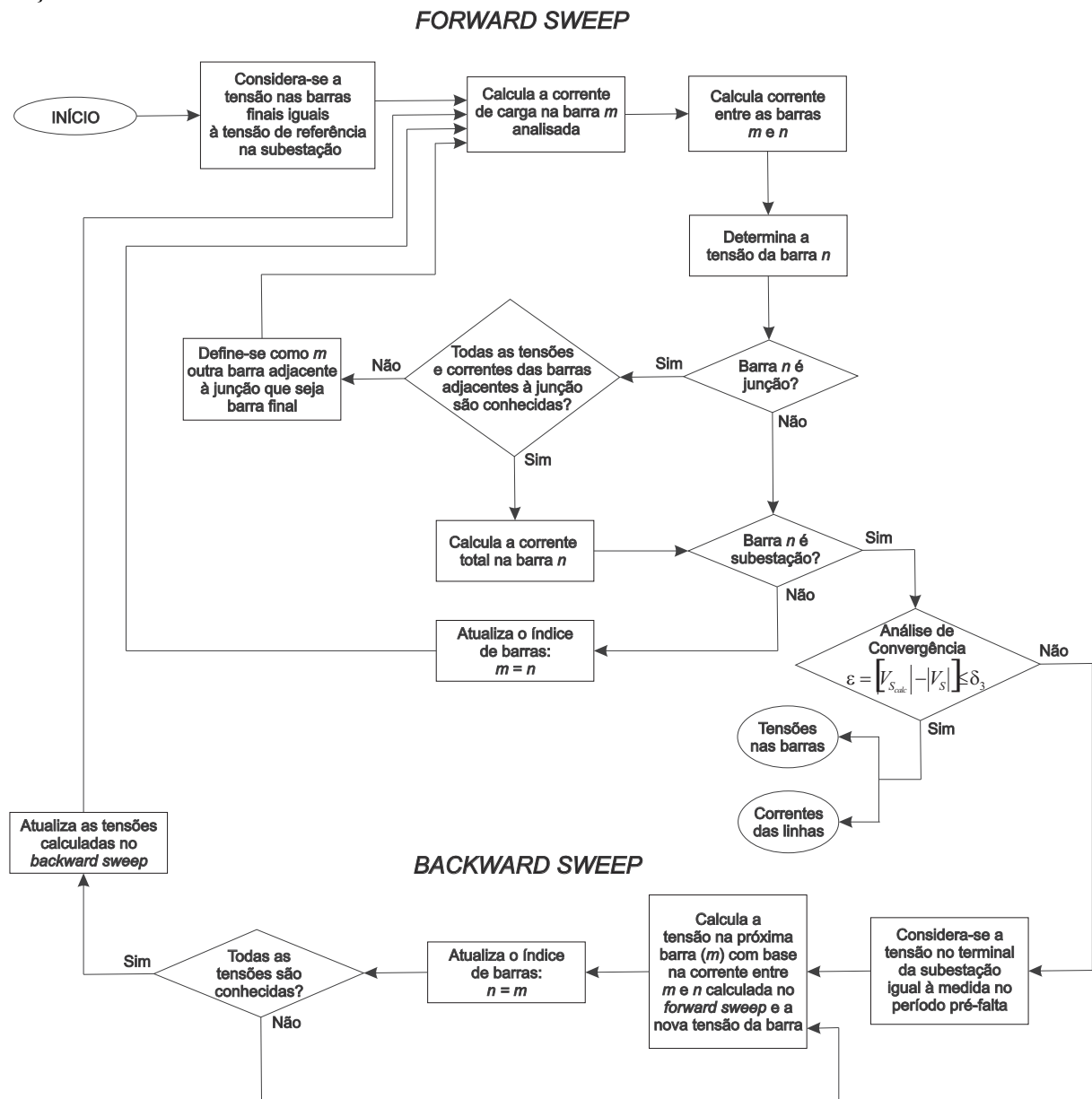


Figura 49: Algoritmo do fluxo de potência trifásico.

7.8 ANÁLISE DO PERFIL DE CARGA

Conforme citado no Capítulo 6, as metodologias de localização de defeitos com base no cálculo da impedância aparente são dependentes do carregamento do sistema durante a perturbação, exigindo que as cargas de todas as barras do sistema sejam um dado de entrada. Neste caso, a existência de um perfil de carga diferente ao informado do algoritmo introduz erros às estimativas da distância da falta (SALIM et al., 2008b). Neste trabalho, foram utilizados como dados de entradas de carga, as potências nominais dos transformadores.

Em (CHOI et al., 2007), uma solução para tal dependência é proposta através de medições em cada barra onde existam cargas. Entretanto, atualmente esta alternativa é inviável em SDE reais, devido à escassez de tais medições. A existência futura de redes de medição automatizadas, cujas informações serão disponibilizadas através de redes de comunicação, permitirá a implementação desta abordagem.

No esquema de LDF proposto, a informação relativa às cargas do sistema é utilizada nas etapas de determinação da distância da falta e dos sistemas equivalentes. Tendo em vista a natureza oscilatória do carregamento ao longo do tempo, o esquema de localização proposto utiliza um processo de atualização do perfil de carga no momento da perturbação e, deste modo, minimiza a influência desse parâmetro frente à formulação. Em face da indisponibilidade de medições em cada ponto de carga, um procedimento baseado nas medições da subestação durante o período pré-falta é utilizado para atualizar o carregamento do sistema. O processo consiste na realização de comparativos entre a impedância aparente padrão medida nos terminais da subestação, a qual se refere aos dados nominais das cargas inseridas no algoritmo de LDF, e a impedância aparente medida no período pré-falta da perturbação a ser analisada.

O procedimento proposto é composto pelas seguintes etapas:

- I. A impedância equivalente padrão ($Z_{padr\tilde{a}o}$) é definida como a impedância equivalente vista pelos terminais da subestação, obtida através da relação entre as tensões e correntes medidas com o sistema operando em regime permanente, em uma condição “padrão” de carga, conhecida e pré-definida, cujos valores são dados de entrada utilizados pelo esquema proposto obtidos a partir de simulações numéricas. Esta impedância é determinada por:

$$Z_{padr\tilde{a}o_m} = \frac{V'_{S_m}}{I'_{S_m}} \quad (7.117)$$

onde:

$Z_{padr\tilde{a}o_m}$	impedância equivalente da fase m medida na subestação para a condição de carga “padrão”;
V'_{S_m}	tensão da fase m medida na subestação durante a condição de carga “padrão”;
I'_{S_m}	corrente da fase m medida na subestação durante a condição de carga “padrão”;
m	fases a, b, c .

- II. Durante o processo de aquisição dos sinais de tensão e corrente da perturbação, a impedância aparente vista pelos terminais da subestação durante o período pré-falta é calculada. Esta impedância representa a condição de operação no instante da perturbação e é determinada através de:

$$Z_{medida_m} = \frac{V_{S_m}}{I_{S_m}} \quad (7.118)$$

onde:

Z_{medida_m} impedância equivalente da fase m relativa à condição de operação atual;

- III. Compara-se a impedância equivalente medida com a impedância equivalente padrão. Como resultado, obtém-se uma taxa de variação do carregamento para cada fase do sistema ($\Delta_{carg a_m}$), expressa por (7.119).

$$\Delta_{carg a_m} = \frac{Z_{medida_m} - Z_{padrão_m}}{Z_{padrão_m}} \quad (7.119)$$

- IV. Com base na taxa de variação do carregamento em cada fase do sistema, as cargas utilizadas no fluxo de potência e na formulação de localização de falta são atualizadas. Para tanto, são multiplicadas as taxas de variações de carregamento de cada fase pelas matrizes de carga, considerando uma variação percentual uniforme entre todas as cargas que compõem o sistema.

O procedimento descrito considera uma modificação uniforme em todas as cargas do sistema. Entretanto, em função da natureza randômica da variação da carga ao longo do tempo, estas apresentam comportamentos distintos. Caso seja disponível o perfil de cada grupo de carga ao longo do tempo, é possível, através desta informação, que a variação medida na subestação seja ponderada para cada grupo de carga. Deste modo, a variação medida na subestação é distribuída de forma distinta a cada ponto, ou grupo de carga, em função do seu comportamento característico no momento (data e horário) da perturbação.

7.9 VISÃO GERAL DA METODOLOGIA DE LDF PROPOSTA

As seções 7.2 a 7.8 descreveram de forma detalhada e individualizada as etapas que compõem o método de localização de faltas proposto. O esquema completo de LDF é composto por 7 etapas que são executadas conforme a seguinte rotina, a qual também é ilustrada pela Figura 50:

- I. *Aquisição de Dados*. São registradas as formas de onda dos sinais de tensão e corrente da perturbação e do período pré-falta.
- II. *Detecção de Faltas*. Determina-se através de rotina específica, sendo tratado como dados de entrada neste trabalho, o tipo de falta e o ciclo do registro que representa o início da falta.
- III. *Extração das componentes fundamentais*. O sinal gravado é filtrado, tem a componente DC decrescente removida e são calculados os fasores de tensão e corrente para o período pré-falta e durante a falta.
- IV. *Análise do perfil de carga*. Verifica-se através da impedância aparente calculada nos terminais da subestação durante o período pré-falta, a variação da carga de cada fase frente à impedância aparente padrão. Com base em tal variação, é atualizado o carregamento do sistema de forma uniforme.
- V. *Determinação dos sistemas equivalentes*. São determinados, através do uso das impedâncias equivalentes constantes e das tensões e correntes calculadas através do fluxo de potência trifásico, os n sistemas radiais equivalentes que representam os n possíveis caminhos para o fluxo de potência de um sistema radial com n ramificações laterais.
- VI. *Estimativa da distância e da resistência da falta*. Para cada sistema equivalente, é executada a formulação proposta para o cálculo da distância da falta e das resistências de falta. Supondo um sistema com n sistemas equivalentes, um total de n distâncias de falta e de resistências de faltas serão produzidas pelo esquema de localização.

VII. *Determinação da distância de falta correta.* Caso a ramificação, ou trecho de linha, onde ocorreu a falta seja desconhecida, o processo de localização de faltas pode ser complementado com as técnicas de identificação da seção de linha sob falta apresentadas no Capítulo 6. Deste modo são determinadas as estimativas corretas da distância e das resistências de falta. Neste trabalho, foi considerada conhecida a seção de linha em falta.

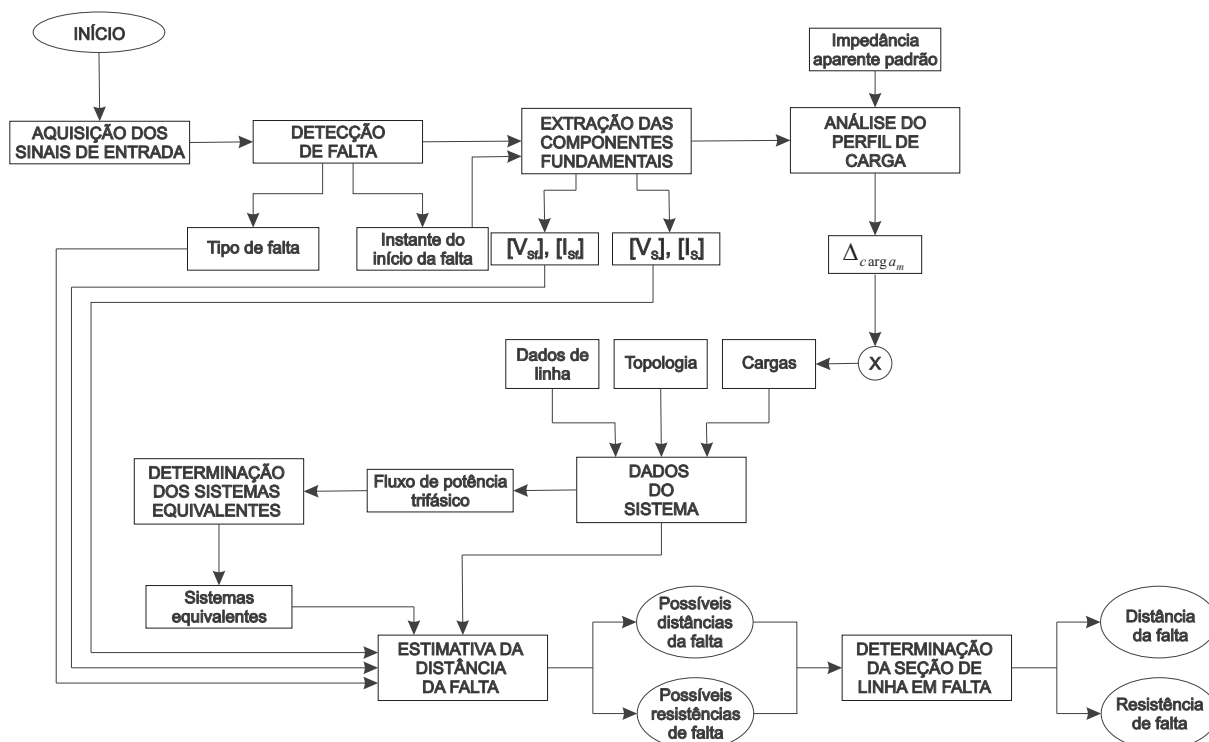


Figura 50: Visão geral do esquema completo de LDF proposto.

7.10 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O esquema de localização de defeitos proposto foi apresentado neste capítulo. A formulação foi desenvolvida para defeitos do tipo fase-terra, fase-fase, fase-fase-terra e trifásicos, e permite estimar, além da distância da falta, as resistências de falta associadas aos defeitos analisados. A metodologia é fundamentada no cálculo da impedância aparente a partir de medições dos sinais de tensão e corrente na subestação do sistema durante a perturbação. A formulação matemática é desenvolvida em grandezas de fase, garantindo a validade da abordagem frente ao uso de componentes simétricas, para a representação da natureza desequilibrada e não-transposta de linhas de distribuição, com componentes mútuas não-desprezíveis e distintas para cada fase, bem como o típico desequilíbrio de cargas do sistema. A metodologia utiliza como dados de entrada os fasores das componentes fundamentais dos sinais de tensão e corrente, calculados a partir de um filtro de Fourier modificado, os dados de linha, a topologia e as cargas do sistema, bem como o tipo de falta e o instante da ocorrência da perturbação.

Tendo em vista a aplicação em sistemas de distribuição de energia subterrâneos, o método considera as características específicas desses sistemas. Para tanto, é sugerida uma compensação da influência da componente capacitiva na formulação. O método também é aplicável a sistemas radiais com ramificações laterais. Neste caso, essas ramificações são transformadas em impedância constantes, resultando em diferentes sistemas radiais, os quais são analisados um a um para a determinação da distância e das resistências de falta. O esquema proposto considera, ainda, as alterações no carregamento do sistema, através de comparativos entre uma impedância aparente padrão, a qual representa a condição de carga conhecida, e a

impedância aparente medida no período pré-falta da perturbação a ser analisada. Em face da indisponibilidade de dados específicos a cada grupo ou ponto de carga, a metodologia supõe uma distribuição uniforme da variação do carregamento do sistema.

No próximo capítulo será analisado o desempenho do método de localização de defeitos proposto nesta dissertação, o qual será comparado com o trabalho de (LEE et al., 2004).

8 ESTUDO DE CASO

Conforme apresentado no Capítulo 7, o esquema de localização de defeitos proposto utiliza os registros de oscilografia provenientes de relés digitais e registradores de perturbações. Com base nos sinais de tensão e corrente amostrados durante a perturbação, a distância da falta é calculada. Tendo em vista a inexistência de um número suficiente de registros de faltas, a validação da formulação proposta foi realizada a partir de inúmeras simulações numéricas em um sistema teste, executadas através do *software* EMTP-RV e cujos resultados serão apresentados no Capítulo 9.

O EMTP-RV é a versão atualizada do programa computacional para simulação de transitórios eletromagnéticos em sistemas de potência, desenvolvido originalmente por Hermann W. Dommel, em 1960, na Alemanha, o qual foi entregue para a *Bonneville Power Administration* (BPA). Deste então, o *software* EMTP foi continuamente desenvolvido através de contribuições internacionais. Durante as décadas de 80 e 90 foram disponibilizadas versões comerciais do EMTP, sendo considerado então o programa computacional mais tecnicamente avançado para análise de transitórios em SEP. Tendo em vista a inexistência de interface gráfica, o EMTP fora comumente utilizado em conjunto com o ATP, o qual é uma interface gráfica para o EMTP (HYDRO-QUÉBEC, 2005).

Em 2003, sob orientação técnica da Hydro-Québec, foi lançada uma nova versão deste simulador de transitórios eletromagnéticos, denominada EMTP-RV. Esta versão disponibiliza novas e aprimoradas funcionalidades, além de dispor de uma interface gráfica, ilustrada na Figura 51. Neste trabalho, todas as simulações foram executadas através da versão 2.0.2 do EMTP-RV (HYDRO-QUÉBEC, 2005).

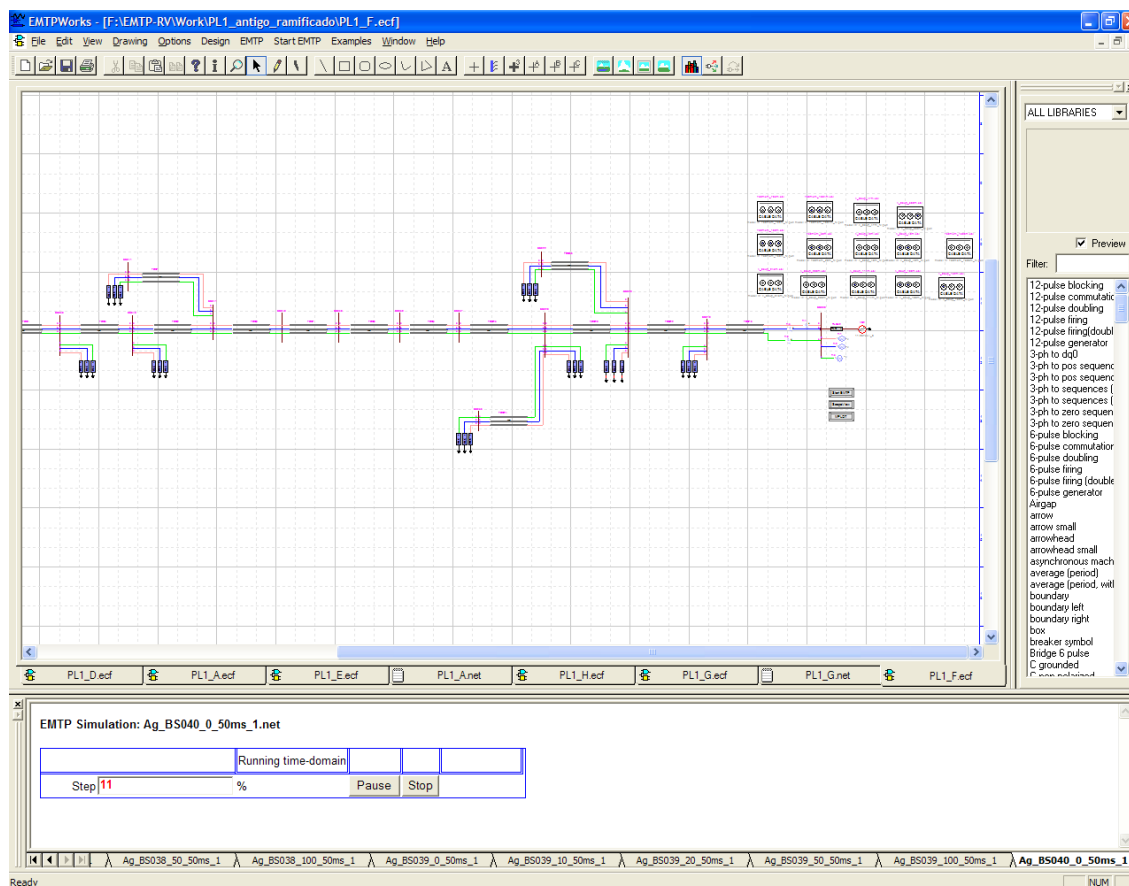


Figura 51: Interface gráfica do EMTP-RV.

As rotinas computacionais que compõem o esquema de localização de faltas apresentados no Capítulo 7 foram implementadas no software Matlab[®] (MATLAB, 2002). O Matlab[®] (Matrix Laboratory) é um *software* desenvolvido para computações numéricas e utilizado em larga escala em pesquisas científicas. O Matlab[®] utiliza uma linguagem de programação própria, disponibilizando ao usuário uma elevada variedade de funções para solução de problemas numéricos nas áreas de sistemas lineares, processamento de sinais, redes neurais, lógica *fuzzy*, entre outros (MORETO, 2005).

8.1 SISTEMA TESTE

O desempenho do esquema de localização de faltas foi analisado a partir de simulações numéricas referentes a um alimentador de distribuição subterrâneo real, pertencente à Companhia Estadual de Distribuição de Energia Elétrica (CEEE-D), simulado através do EMTP-RV. O alimentador primário de 13,8 kV, denominado de Particular Leste 1 (PL1) e ilustrado na Figura 52, é do tipo Y com neutro aterrado. O alimentador possui um comprimento total de 4018 metros e é composto por 11 barras e três ramificações laterais trifásicas, sendo atendido radialmente pela subestação de 230/13,8 kV Porto Alegre 4 (PAL 4). O alimentador é composto por cabos subterrâneos unipolares de Alumínio, do tipo fita de aterramento (*tape shielded cables*) 750 MCM e 4/0 AWG, com isolamento do tipo EPR, os quais são dispostos de forma simétrica, conforme ilustrado na Figura 53. Os dados de linha e de carga, as quais foram modeladas como impedâncias constantes do tipo Y com neutro aterrada a partir das potências nominais dos transformadores existentes ao longo do alimentador PL1, são apresentadas nas Tabelas 12 e 13, respectivamente.

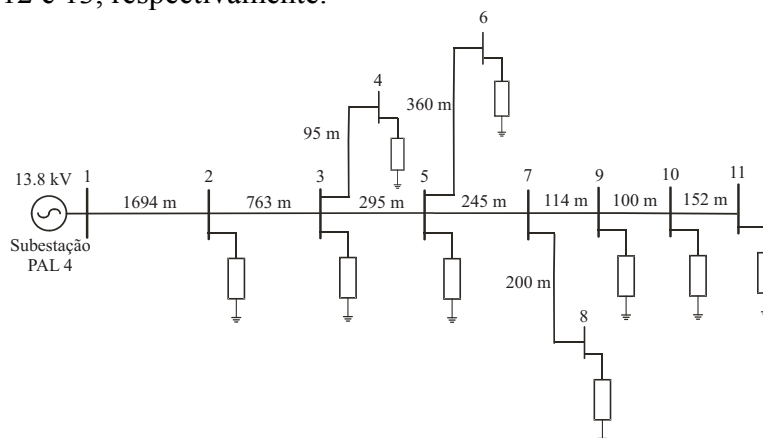


Figura 52: Diagrama unifilar do alimentador PL1.

Tabela 12: Dados de linha do alimentador PL1.

Barra início	Barra fim	Distância (m)	Tipo de Cabo
1	2	1694	750 MCM
2	3	763	750 MCM
3	4	95	4/0 AWG
3	5	295	750 MCM
5	6	360	4/0 AWG
5	7	245	4/0 AWG
7	8	200	4/0 AWG
7	9	114	4/0 AWG
9	10	100	4/0 AWG
10	11	152	4/0 AWG

Tabela 13: Dados de carga do alimentador PL1.

Barra	Sigla	Impedância de carga ($R + jX_L$) Ω
2	Z_{L2}	$646.5 + j131.3$
3	Z_{L3}	$129.3 + j26.3$
4	Z_{L4}	$646.5 + j131.3$
5	Z_{L5}	$215.5 + j43.8$
6	Z_{L6}	$538.8 + j109.4$
8	Z_{L8}	$215.5 + j43.8$
9	Z_{L9}	$538.8 + j109.4$
10	Z_{L10}	$538.8 + j109.4$
11	Z_{L11}	$646.5 + j131.3$

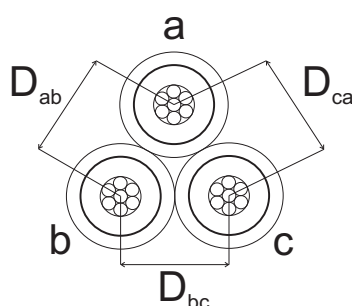


Figura 53: Disposição dos cabos 750 MCM e 4/0 AWG no alimentador PL1.

8.2 SIMULAÇÕES NO EMTP-RV

O alimentador PL1 teve seus segmentos de linhas representados através do modelo de linha FDQ, proposto em (MARTI, 1988) e descrito no Capítulo 5, garantindo, desta forma, a representação fidedigna do comportamento eletromagnético de cabos subterrâneos, através do modelo mais completo disponibilizado pelo EMTP-RV. A utilização do modelo FDQ propicia a representação da natureza distribuída dos parâmetros de linha, além de representar a dependência da matriz de transformação modal com a frequência e do acoplamento mútuo entre as fases do sistema.

Tendo em vista a utilização do sistema PL1 para validação da metodologia de localização de defeitos, foram consideradas insuficientes as 11 barras do sistema como pontos de aplicação de faltas. Deste modo, foram criados 52 pontos de aplicação de faltas, abrangendo todas as seções de linha, conforme descrito na Tabela 14. Considerando o aumento significativo do tempo computacional da simulação em função do comprimento das seções de linha, optou-se pela divisão aleatória dos pontos de falta, sendo definidos conforme o comprimento de cada seção de linha.

Visando à redução do tempo computacional em função do grande número das simulações executadas, optou-se pela utilização de 11 arquivos de simulação distintos, referentes a cada uma das seções de linha analisadas. Assim, em cada arquivo foi segmentada apenas a seção de linha analisada, permanecendo cada uma das demais seções modeladas por apenas um bloco FDQ. Devido à utilização do modelo FDQ, esta aproximação não implica alterações do comportamento da rede, garantindo a representação da natureza distribuída dos parâmetros de linha, bem como a dependência da matriz Q com a frequência, influenciando apenas na redução do tempo computacional. O referido procedimento permitiu a redução do tempo de cada simulação de aproximadamente 30 minutos para 6 minutos, considerando um registro de 100 ms e da utilização de um microcomputador com processador Intel[®] Core 2 Duo 2.4 GHz e 2 GB de RAM.

Em face da utilização do modelo FDQ com seções de linha significativamente pequenas, as simulações computacionais foram executadas com um passo de integração de $0,1 \mu s$. Em função do excessivo número de amostras resultantes de cada simulação, foi utilizado um redutor de amostras de ordem 50:1, ou seja, a cada 50 amostras, apenas uma é salva pelo EMTP-RV. Assim, obteve-se uma taxa de amostragem resultante de 200 kHz, a qual foi utilizada pelo filtro de Fourier modificado para a determinação das componentes fundamentais de tensão e corrente. Cabe salientar que esta taxa de amostragem refere-se exclusivamente ao caso simulado através do modelo FDQ. A utilização de simulações com modelos computacionalmente simples, como o modelo π , ou ainda de registros de oscilografias reais amostrados por relés digitais, permite a utilização do algoritmo com taxas de amostragem inferiores às apresentadas neste trabalho.

As faltas foram simuladas através de modelo linear, por meio de resistências e arranjas conforme o tipo de falta analisada, conectada ao local de falta por uma chave normalmente aberta, com fechamento automático temporizado.

Tabela 14: Segmentos de linha do alimentador PL1.

Barra início	Barra fim	Número de segmentos	Comprimento de cada segmento (m)	Comprimento total (m)
1	2	10	169,4	1694
2	3	10	76,3	763
3	4	2	47,5	95
3	5	5	59	295
5	6	9	40	360
5	7	5	49	245
7	8	5	40	200
7	9	2	57	114
9	10	2	50	100
10	11	2	76	152

8.3 CONDIÇÕES DE TESTE

A validação do esquema de localização de defeitos foi obtida através de um total de 15600 simulações, relativas às cinco condições analisadas. Tais simulações permitem analisar a influência dos seguintes parâmetros no esquema proposto: resistência e distância da falta, ângulo de incidência da falta e carregamento do sistema. As simulações foram executadas considerando as seguintes condições:

- 52 pontos de falta (abrangendo todas as laterais e seções do sistema);
- 5 resistências de falta: 0, 10, 20, 50, 100 Ω ;
- 10 tipos de falta: A-g, B-g, C-g, AB, BC, AC, AB-g, BC-g, AC-g e ABC-g;
- 3 ângulos de incidência de falta: 0° , 45° e 90° ;
- 4 perfis de carga.

Os casos de faltas analisados foram divididos em cinco estudos de casos, os quais serão referenciados no Capítulo 9:

- Condição 1:
 - Ângulo de incidência de falta: 90° ;
 - Condição de carga normal e conhecida, conforme Tabela 13;
 - Total: 2600 faltas;
- Condição 2:
 - 3 ângulos de incidência de falta distintos: 0° , 45° , 90° ;
 - Condição de carga normal e conhecida, conforme Tabela 13;

- Total: 7800 faltas;
- Condição 3:
 - Ângulo de incidência de falta: 90° ;
 - Condição de carga desequilibrada e conhecida ($\pm 10\%$ de desequilíbrio, conforme Tabela 15);
 - Total: 2600 faltas;
- Condição 4:
 - Ângulo de incidência de falta: 90° ;
 - Perfil de carga desconhecido: aumento de 20% da carga em 6 barras (2, 4, 6, 8, 10 e 11), conforme Tabela 15;
 - Total: 2600 faltas;
- Condição 5:
 - Ângulo de incidência de falta: 90° ;
 - Perfil de carga desconhecido: redução de 20% da carga em 6 barras (2, 4, 6, 8, 10 e 11), conforme Tabela 15;
 - Total: 2600 faltas.

Tabela 15: Perfis de carga analisados do Sistema PL1.

Barra	Impedância de carga ($R + jX_L$) Ω				
	Condição 3		Condição 4	Condição 5	
	Fase a	Fase b	Fase c	Fases a, b, c	Fases a, b, c
2	$0,9 \cdot Z_{L2}$	Z_{L2}	$1,1 \cdot Z_{L2}$	$0,8 \cdot Z_{L2}$	$1,2 \cdot Z_{L2}$
3	$0,9 \cdot Z_{L3}$	Z_{L3}	$1,1 \cdot Z_{L3}$	Z_{L3}	Z_{L3}
4	$0,9 \cdot Z_{L4}$	Z_{L4}	$1,1 \cdot Z_{L4}$	$0,8 \cdot Z_{L4}$	$1,2 \cdot Z_{L4}$
5	$0,9 \cdot Z_{L5}$	Z_{L5}	$1,1 \cdot Z_{L5}$	Z_{L5}	Z_{L5}
6	$0,9 \cdot Z_{L6}$	Z_{L6}	$1,1 \cdot Z_{L6}$	$0,8 \cdot Z_{L6}$	$1,2 \cdot Z_{L6}$
8	$0,9 \cdot Z_{L8}$	Z_{L8}	$1,1 \cdot Z_{L8}$	$0,8 \cdot Z_{L8}$	$1,2 \cdot Z_{L8}$
9	$0,9 \cdot Z_{L9}$	Z_{L9}	$1,1 \cdot Z_{L9}$	Z_{L9}	Z_{L9}
10	$0,9 \cdot Z_{L10}$	Z_{L10}	$1,1 \cdot Z_{L10}$	$0,8 \cdot Z_{L10}$	$1,2 \cdot Z_{L10}$
11	$0,9 \cdot Z_{L11}$	Z_{L11}	$1,1 \cdot Z_{L11}$	$0,8 \cdot Z_{L11}$	$1,2 \cdot Z_{L11}$

8.4 DETERMINAÇÃO DA IMPEDÂNCIA E ADMITÂNCIA DE LINHA

Conforme citado nos capítulos anteriores, os métodos de localização de defeitos baseados no cálculo da impedância aparente são dependentes da correta determinação dos parâmetros de linha. Tendo em vista esta característica, as matrizes de impedância série e admitância *shunt* relativas ao modelo de linha do tipo π para o sistema PL1 foram determinadas a partir do processo de varredura no espectro de frequência (*frequency scan solution*), disponibilizado no EMTP-RV. O uso da varredura no espectro de frequência possibilita o cálculo dos parâmetros de linha do modelo π , representando as suas variações conforme a frequência. Segundo (MARTÍ, 1993), esse procedimento propicia a representação exata do cabo em uma dada frequência. Entretanto, por ser um modelo baseado no domínio frequência, suas aplicações são limitadas, sendo normalmente utilizado para a validação de modelos no domínio tempo.

Através da utilização da varredura no espectro de frequência, foram obtidas as matrizes de impedância série e admitância *shunt* por unidade de comprimento (Ω/m) para os cabos 750 MCM e 4/0 AWG, as quais são apresentadas sob a forma matricial em (8.1) – (8.4), respectivamente. Embora o EMTP-RV disponibilize estimativas relativas à condutância de cabos subterrâneos, este parâmetro foi ignorado neste trabalho tendo em vista os argumentos citados

no Capítulo 5, sendo considerada no esquema de LDF apenas a componente capacitiva da matriz de admitância *shunt*.

$$Z_{750MCM} = 10^{-3} \cdot \begin{bmatrix} 0,46547 + j0,55767 & 0,37595 + j0,44513 & 0,37595 + j0,44513 \\ 0,37595 + j0,44513 & 0,46548 + j0,55766 & 0,37596 + j0,44516 \\ 0,37595 + j0,44513 & 0,37596 + j0,44516 & 0,46548 + j0,55766 \end{bmatrix} \Omega/m \quad (8.1)$$

$$Y_{750MCM} = 10^{-6} \cdot \begin{bmatrix} j0,12316 & 0 & 0 \\ 0 & j0,12316 & 0 \\ 0 & 0 & j0,12316 \end{bmatrix} \Omega^{-1}/m \quad (8.2)$$

$$Z_{4/0,AWG} = 10^{-3} \cdot \begin{bmatrix} 0,70063 + j0,46920 & 0,39582 + j0,33484 & 0,39572 + j0,33444 \\ 0,39582 + j0,33484 & 0,700501 + j0,46936 & 0,39563 + j0,33404 \\ 0,39572 + j0,33444 & 0,395626 + j0,33404 & 0,70036 + j0,46954 \end{bmatrix} \Omega/m \quad (8.3)$$

$$Y_{4/0,AWG} = 10^{-9} \cdot \begin{bmatrix} j0,07308 & 0 & 0 \\ 0 & j0,07308 & 0 \\ 0 & 0 & j0,07308 \end{bmatrix} \Omega^{-1}/m \quad (8.4)$$

8.5 SISTEMAS EQUIVALENTES

Conforme apresentado no Capítulo 7, o esquema de localização proposto faz uso de sistemas radiais equivalentes para analisar as ramificações laterais que compõem o alimentador primário e determinar as possíveis distâncias e as resistências de falta em cada seção de linha. Para o sistema PL1, um total de quatro sistemas equivalentes é determinado pelo algoritmo. As Figuras 54 a 57 ilustram os quatro possíveis caminhos para o fluxo de potência no sistema PL1, bem como as cargas e linhas convertidas em impedâncias equivalentes para cada sistema radial equivalente analisado pelo algoritmo.

É possível observar que o caminho 1, composto pelas barras 1-2-3-4, possui apenas uma impedância equivalente, referente às laterais não-analisadas. O caminho 2 (barras 1-2-3-5-6), por sua vez, apresenta duas impedâncias que representam as laterais simplificadas. Para o caminho 3 (barras 1-2-3-5-7-8), o modelo equivalente é composto por três impedâncias equivalentes, representando as seções de linha 3-4, 5-6 e 7-11. Finalmente, o caminho 4, o qual é composto pelas barras 1-2-3-5-7-9-10-11, possui três impedâncias equivalentes, as quais representam as laterais analisadas nos três sistemas anteriores (3-4, 5-6 e 7-8). Supondo que o defeito tenha sido identificado previamente em um destes quatro trechos de linha, o algoritmo de localização é executado para o sistema equivalente (1, 2, 3 ou 4) referente a este caminho, de modo a determinar a distância da falta em relação à subestação PAL 4.

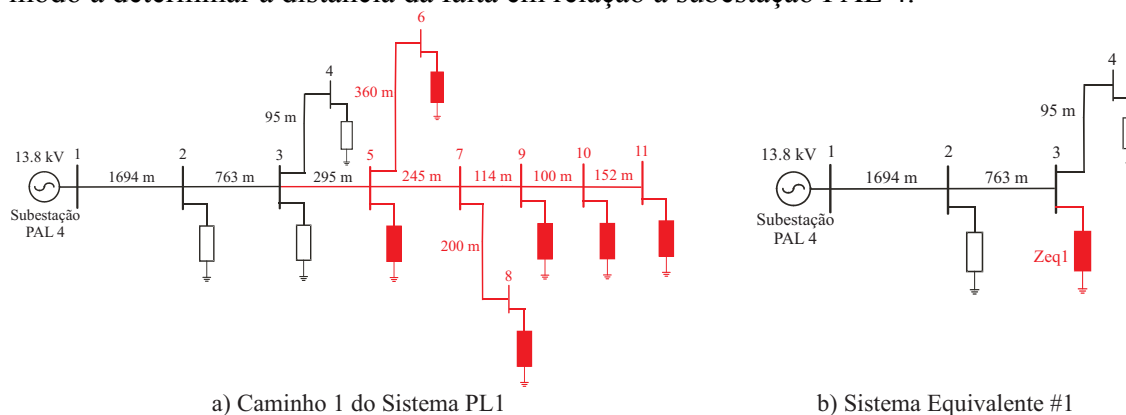


Figura 54: Sistema equivalente #1.

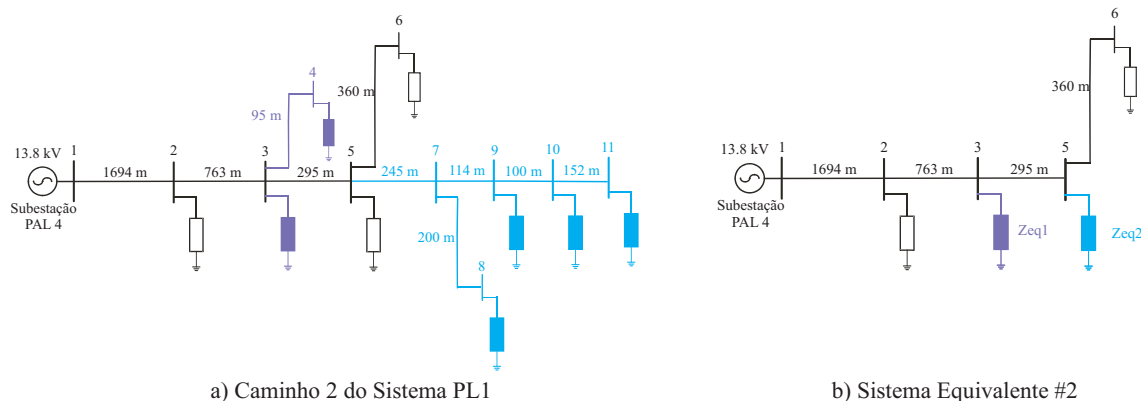


Figura 55: Sistema equivalente #2.

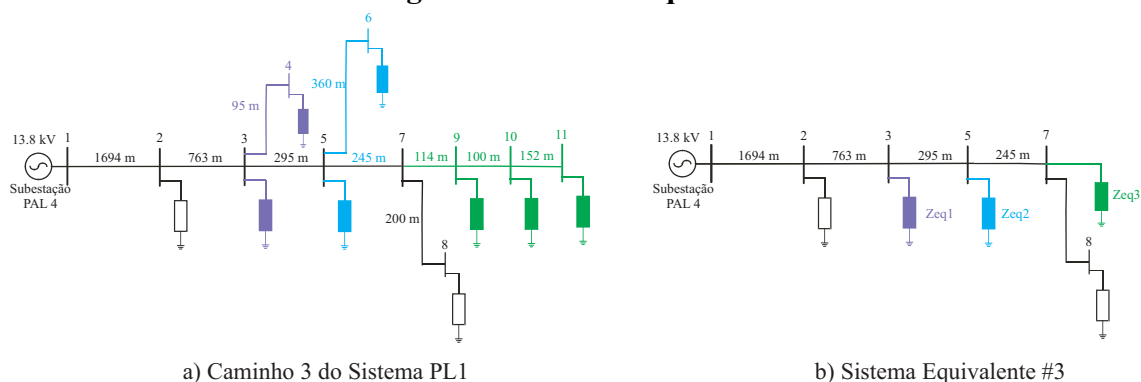


Figura 56: Sistema equivalente #3.

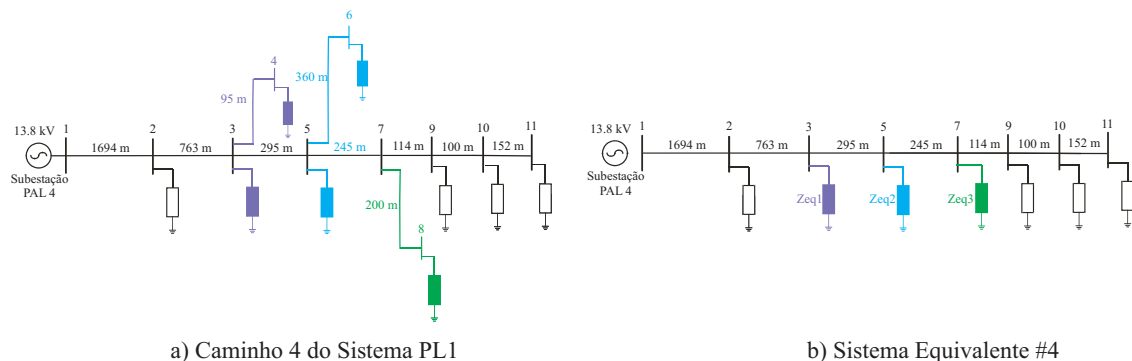


Figura 57: Sistema equivalente #4.

8.6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O presente capítulo apresentou aspectos referentes à implementação do esquema proposto para localização de defeitos em alimentadores primários subterrâneos, cujo algoritmo foi desenvolvido na plataforma Matlab[®] e validado a partir de simulações numéricas no simulador de transitórios eletromagnéticos EMTP-RV, utilizando dados reais de um alimentador subterrâneo da CEEE-D.

Também foram descritas neste capítulo as condições de teste analisadas, bem como os sistemas equivalentes calculados pelo programa computacional.

No próximo capítulo será apresentada a análise dos resultados obtidos do estudo de caso exposto anteriormente.

9 ANÁLISE DE RESULTADOS

Neste capítulo serão apresentados os resultados referentes ao estudo de caso apresentado no capítulo anterior. Serão abordadas as estimativas relativas à distância e às resistências de falta calculadas pela formulação apresentada no Capítulo 7, considerando o conhecimento prévio da seção de linha sob falta.

Os resultados serão analisados a partir dos cinco conjuntos de testes descritos no Capítulo 8. Será objetivo deste capítulo a avaliação do desempenho da formulação proposta perante os seguintes aspectos: resistência de falta, distância da falta, ângulo de incidência de falta e carregamento do sistema. Tendo em vista a análise da influência da compensação da componente capacitiva proposta neste trabalho, inicialmente serão apresentadas as estimativas das localizações dos defeitos calculadas pela metodologia de (LEE, et al. 2004).

As faltas foram aplicadas ao longo dos 52 pontos do sistema PL1 e os erros percentuais da distância da falta foram calculados em função do comprimento total do alimentador subterrâneo, conforme proposto em (ZIMMERMAN; COSTELLO, 2006) e definido por (9.1):

$$erro[\%] = \left| \frac{x_{correta} - x_{estimada}}{L_T} \right| \times 100 \quad (9.1)$$

onde

$x_{correta}$	distância correta da falta (metros) em relação à subestação;
$x_{estimada}$	distância calculada da falta (metros) em relação à subestação;
L_T	comprimento total do alimentador.

Os erros referentes às estimativas das resistências de falta foram calculados através da diferença absoluta entre o valor estimado ($R_{F_{correta}}$) e o valor simulado ($R_{F_{estimada}}$) de cada resistência de falta, conforme definido pela expressão (9.2).

$$erro[\Omega] = \left| R_{F_{correta}} - R_{F_{estimada}} \right| \quad (9.2)$$

9.1 RESULTADOS DO MÉTODO DE LEE (2004)

A seguir serão apresentados os resultados para a localização de faltas obtidas pela formulação proposta em (LEE et al., 2004), desenvolvida para a aplicação em sistemas de distribuição de energia elétrica. Uma vez que a formulação de Lee não descreve a localização de defeitos em ramificações laterais, para efeitos de comparativo com o método proposto, foi utilizada a mesma abordagem sugerida neste trabalho. Neste caso, foram determinados os sistemas equivalentes através do fluxo de potência trifásico, considerando um modelo de linha RL, e calculadas as distâncias da falta para cada sistema equivalente. Tendo em vista que em (LEE et al., 2004) é apresentada apenas a formulação matemática para faltas fase-terra, as expressões referentes aos demais tipos de faltas foram extraídas de (SALIM et al., 2008b).

O desempenho do método de Lee foi avaliado através do estudo de caso ‘Condição 1’ apresentado no capítulo anterior. Foram aplicadas 2600 faltas, relativas aos 10 possíveis tipos de defeitos em 52 pontos do sistema, com 5 diferentes resistências de falta e ângulo de incidência de 90°, tendo como referência angular a tensão da fase a .

A Tabela 16 apresenta os resultados obtidos para faltas do tipo fase-terra, fase-fase-terra, fase-fase e trifásicas. São apresentados os erros médios, máximos e mínimos de cada condição analisada. Em função da existência de acoplamentos mútuos distintos entre cada fase do sistema, para cada tipo de falta são apresentadas todas as possíveis combinações de fase possíveis.

Tabela 16: Resultados do método de Lee *et al.* (2004).

Falta	R_F [Ω]	Erro		
		Médio [%]	Máximo [%]	Mínimo [%]
A-g	0	0,20	0,35	0,03
	10	1,46	2,36	0,55
	20	5,03	7,94	2,30
	50	17,56	25,98	10,80
	100	33,40	55,00	28,69
B-g	0	0,18	0,33	0,03
	10	1,61	2,58	0,58
	20	5,21	8,26	2,40
	50	17,89	26,39	10,94
	100	33,48	41,60	29,12
C-g	0	0,15	0,30	0,02
	10	1,56	2,51	0,58
	20	5,17	8,20	2,40
	50	17,84	26,32	10,99
	100	33,45	41,51	29,10
AB-g	0	1,62	2,23	0,09
	10	2,31	3,57	1,01
	20	7,82	12,23	4,06
	50	25,81	35,74	16,95
	100	NC	NC	NC
BC-g	0	1,34	1,95	0,08
	10	2,20	3,40	1,15
	20	7,80	12,17	4,09
	50	25,96	35,90	17,08
	100	NC	NC	NC
AC-g	0	1,34	1,93	0,08
	10	2,37	3,66	1,20
	20	7,79	12,18	4,07
	50	25,76	35,67	16,95
	100	NC	NC	NC
AB	0	1,69	2,34	0,16
	10	0,33	0,87	0,02
	20	3,66	5,15	1,82
	50	19,07	25,51	12,40
	100	38,46	45,04	34,57
BC	0	1,44	2,10	0,14
	10	0,25	0,84	0,01
	20	3,95	5,73	1,97
	50	19,70	26,31	12,76
	100	39,76	46,54	35,44
AC	0	1,43	2,11	0,14
	10	0,37	0,75	0,01
	20	12,31	22,13	1,60
	50	9,70	25,02	2,52
	100	38,48	44,85	34,54

Falta	R _F [Ω]	Erro Médio [%]	Erro Máximo [%]	Erro Mínimo [%]
ABC-g	0	1,52	2,17	0,15
	10	3,59	5,10	1,77
	20	13,79	19,89	8,45
	50	39,03	45,57	35,02
	100	91,34	98,98	85,43

*NC – Não convergiu.

Em função da semelhança dos resultados produzidos para as diferentes combinações de fases aos quatro tipos de faltas analisadas, os erros associados à formulação são ilustrados pelas Figuras 58 a 61 por apenas uma das possíveis combinações de fase para cada tipo de defeito. Nessas figuras são expostos os erros obtidos para cada um dos 52 pontos analisados ao longo do sistema PL1.

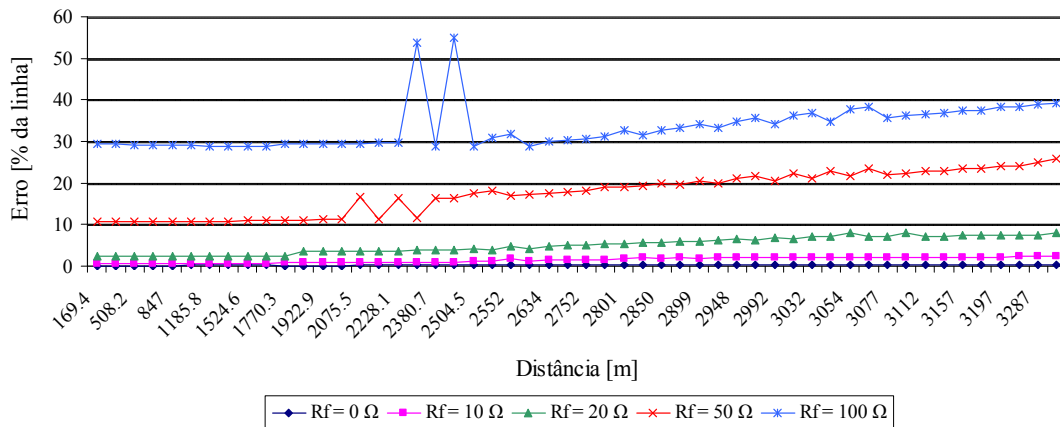


Figura 58: Resultados do método de Lee para faltas A-g.

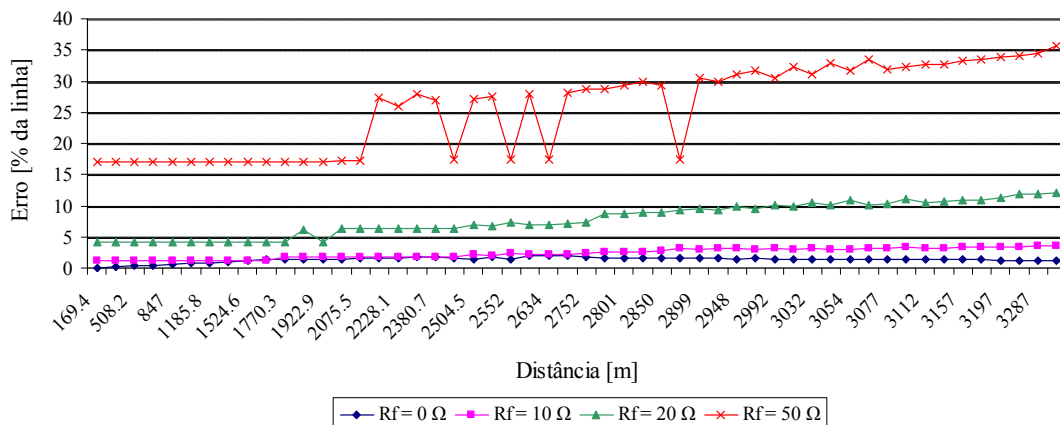


Figura 59: Resultados do método de Lee para faltas AC-g.

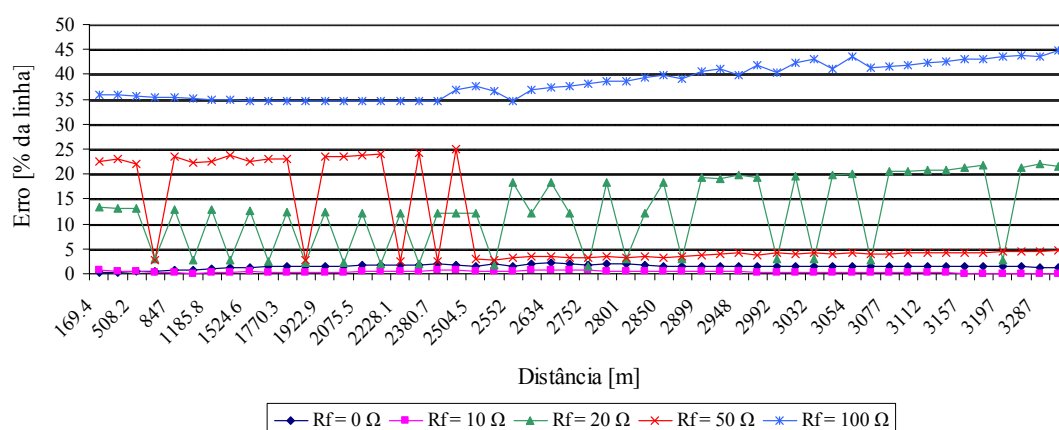


Figura 60: Resultados do método de Lee para falhas AC.

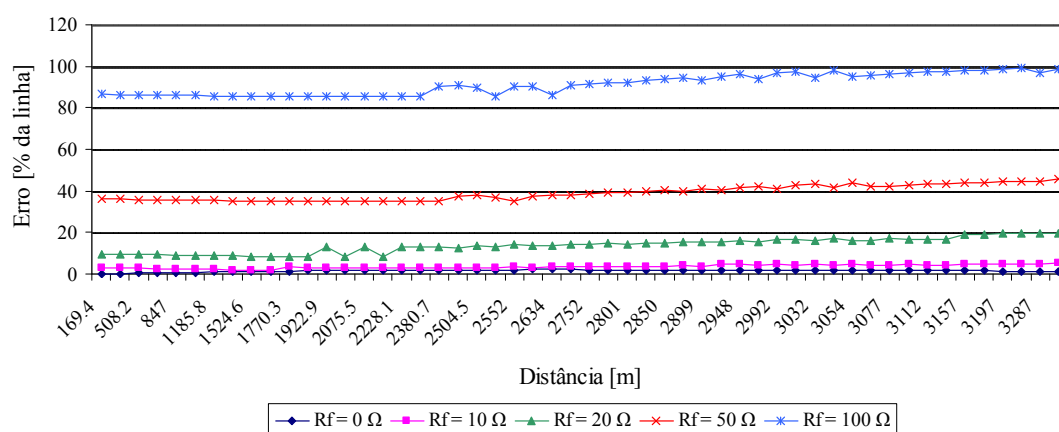


Figura 61: Resultados do método de Lee para falhas trifásicas.

A partir da análise dos resultados obtidos pela aplicação da formulação de (LEE et al., 2004) nas simulações do sistema PL1, é possível afirmar que, em tais condições sistêmicas, a metodologia pode ser considerada inadequada. A análise das estimativas apresentadas expõe erros de até 99% do comprimento total do alimentador, limitando a aplicação do método apenas a distúrbios caracterizados pela baixa magnitude da resistência de falta. A formulação testada também não convergiu para falhas do tipo fase-fase-terra com resistências de falta de 100 Ω . Ainda, tendo em vista o aumento da imprecisão da metodologia conforme o aumento da resistência de falta, as estimativas produzidas por (LEE et al., 2004) para falhas de 50 Ω já inviabilizam o emprego do método para a localização de defeitos em sistemas subterrâneos. A seguir, analisa-se o desempenho do esquema de localização de defeitos proposto em (LEE et al., 2004) perante os aspectos de resistência, distância e tipo de falta, bem como da combinação de fases associadas ao defeito e da influência da componente capacitiva na formulação.

9.1.1 Influência da Resistência de Falta

Com base nas estimativas da distância da falta produzidas pelo método de Lee *et al.* (2004), é possível verificar a elevada influência da resistência de falta perante o algoritmo de localização. Embora a formulação desenvolvida em (LEE et al., 2004) resulte em uma expressão matemática para a estimativa da distância da falta independente da resistência de falta, os resultados obtidos contradizem esta afirmação. Conforme destacado no Capítulo 6, os erros provenientes de falhas com resistências de falta não-desprezíveis são resultantes da influência da componente reativa, a qual afeta diretamente a performance das técnicas de loca-

lização baseadas no cálculo da impedância aparente. Assim, o efeito da resistência de falta pode ser explicado pela estimativa errônea da corrente de falta em distúrbios com R_F de valor elevado, a qual é dependente da estimativa da corrente de carga durante a perturbação (FILOMENA *et al.*, 2007). Para defeitos sem resistência de falta, o divisor de corrente do circuito é constituído basicamente pela impedância de carga e a resistência de falta de valor desprezível. Neste caso, a corrente fornecida pela subestação alimenta basicamente a falta e a corrente de falta será próxima à corrente medida na subestação tanto em módulo, quanto em argumento, minimizando os erros associados à estimativa da corrente de falta.

A análise dos resultados apresentados pela Tabela 16 permite observar que os erros obtidos apresentam uma variação proporcional entre o aumento da resistência de falta e a imprecisão da distância da falta. Utilizando como exemplo uma falta trifásica (ABC-g), o mínimo erro obtido para uma falta sólida ($R_F = 0 \Omega$) foi de 0,15%, enquanto para a máxima resistência de falta analisada (100 Ω) a metodologia resultou em uma imprecisão mínima de aproximadamente 85% em relação ao comprimento total do alimentador PL1, inviabilizando a utilização de tal estimativa em condições reais.

9.1.2 Influência da Distância da Falta

A análise da influência da distância da falta no método de (LEE *et al.*, 2004) pode ser realizada através das Figuras 58 a 61. Nota-se uma pequena elevação do erro associado, conforme o aumento da distância da falta, embora de efeitos restritos frente à incerteza introduzida pelo efeito da resistência de falta. O aumento da imprecisão conforme a distância da falta é resultado de erros provenientes de três fatores: o processo de atualização dos sinais de tensão e corrente em cada barra do sistema; imprecisões associadas à determinação dos sistemas equivalentes através do fluxo de potência trifásico, o qual foi desenvolvido neste caso, considerando um modelo de linha do tipo RL; aproximações referentes ao cálculo dos parâmetros de linha (impedância série e admitância *shunt*) do alimentador subterrâneo, os quais foram obtidos para a frequência nominal de 60 Hz através da varredura do espectro de frequência, cuja rotina computacional é disponibilizada pelo EMTP-RV.

9.1.3 Influência do Tipo de Falta

Embora os resultados obtidos pelo método de (LEE *et al.*, 2004) caracterizem uma baixa performance da formulação para todos os tipos de defeitos analisados em condição de resistência de falta não-desprezível, os erros relativos a cada um dos quatro tipos de defeitos analisados foram distintos. Esta diferença é resultado da utilização de formulações e dados de entrada distintos a cada tipo de perturbação.

No entanto, através da análise dos resultados expostos na Tabela 16, é possível notar que para defeitos fase-fase, o efeito da resistência de falta difere-se dos demais tipos de falta. Nesta condição, os menores erros foram obtidos para defeitos com resistência de falta equivalente a 10 Ω e não para a condição de curto-circuito sólido, como nos demais tipos de falta.

9.1.4 Influência da Combinação de Fases na Falta

A fase envolvida na falta exerce influência desprezível nos erros percentuais obtidos através do método de (LEE *et al.*, 2004). Para as condições de teste analisadas, considerando diferentes combinações das fases *a*, *b* e *c*, foram encontrados erros percentuais similares para os mesmos tipos de defeitos. Essas pequenas diferenças, descritas na Tabela 16, são resultantes dos acoplamentos distintos entre as fases do sistema, bem como de diferenças provenientes da rotina de estimação dos fasores de tensão e corrente, em função dos ângulos de incidência de falta distintos.

9.1.5 Influência do Efeito Capacitivo

A formulação desenvolvida em (LEE et al., 2004) não leva em consideração a existência de componentes capacitivas não-desprezíveis nos parâmetros de linha dos sistemas de distribuição de energia elétrica. Com base nos resultados obtidos, é possível verificar que este elemento afeta a componente angular da corrente de falta, introduzindo um erro de subalcançe à estimativa da distância da falta, conforme ilustrado pela Figura 62 para uma falta AC-g, onde os erros são calculados considerando o sinal associado a cada estimativa. Neste caso, a distância da falta apresenta estimativas inferiores à correta distância da falta, cujo efeito torna-se perceptível com o aumento da resistência da falta. Em faltas sólidas, o efeito capacitivo é minimizado em função da baixa amplitude da corrente capacitiva em relação à corrente de falta. Entretanto, com o aumento da resistência de falta, a corrente de falta apresenta menor amplitude, tornando evidente o aumento da influência do efeito capacitivo na formulação.

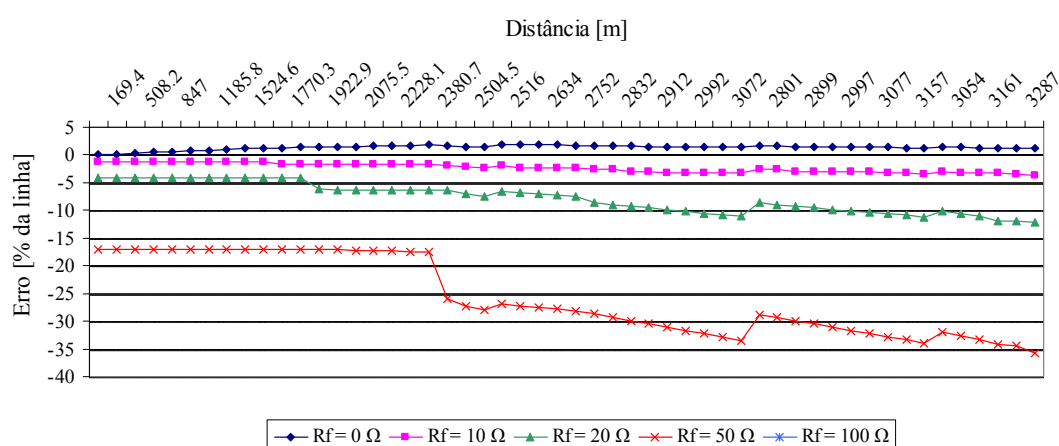


Figura 62: Efeito da componente capacitiva no método de Lee *et al.* (2004).

9.1.6 Análise Geral do Método de Lee *et al.* (2004)

O método de localização de faltas para SDE apresentado em (LEE et al., 2004) apresentou resultados considerados adequados apenas para faltas sólidas e de baixa resistência de falta (até 10 Ω), quando aplicada a sistemas de topologia subterrânea. Nessas condições, a metodologia produziu erros de até 5,73% em relação ao comprimento total da linha.

No entanto, em perturbações com resistência de falta acima de 10 Ω, os erros referentes às estimativas da distância da falta atestam que a formulação proposta em (LEE et al., 2004) é inadequada para a localização de defeitos em sistemas de distribuição subterrâneos. Em tais condições, foram produzidos erros extremamente elevados, superiores ao comprimento total do alimentador subterrâneo.

A baixa eficiência do algoritmo é resultado da não-consideração, por parte da formulação matemática, da componente capacitiva dos parâmetros de linha, a qual implica um subalcançe na estimativa da distância da falta. Neste caso, a implementação do método de Lee em aplicações reais para a localização de defeitos em sistemas subterrâneos não alcança os objetivos almejados, prejudicando inclusive os processos de localização do defeito e restabelecimento do sistema, em função dos elevados erros associados à formulação.

9.2 RESULTADOS DO MÉTODO DE LOCALIZAÇÃO PROPOSTO

O desempenho do esquema de localização proposto foi avaliado em diferentes aspectos: resistência de falta, distância da falta, ângulo de incidência de falta e carregamento do sistema. Embora a formulação disponibilize estimativas referentes à distância e as resistências de falta, inicialmente são analisados apenas os resultados relativos à distância do defeito. Para tanto, são utilizados os cinco estudos de caso descritos no Capítulo 8, os quais foram desenvolvidos com o objetivo de avaliar a formulação em cada um dos aspectos analisados.

9.2.1 Influência da Resistência de Falta

Para analisar a influência de diferentes valores de resistência de falta, foi utilizado o estudo de caso ‘Condição 1’. Neste estudo de caso foram simuladas 2600 faltas, com cinco diferentes resistências de falta (0, 10, 20, 50, 100 Ω) aplicadas em 52 pontos do sistema PL1, considerando um ângulo de incidência de 90° em relação à tensão da fase a .

A Tabela 17 apresenta os erros relativos às estimativas da distância de falta obtidas para os quatro tipos de defeitos analisados. Tendo em vista as componentes mútuas distintas para cada fase do sistema, característica que justifica o desenvolvimento da formulação através de grandezas de fase, os resultados são apresentados para todas as combinações de fase de cada um dos quatro tipos de defeitos.

Com base nos resultados da Tabela 17, verifica-se que a formulação de LDF é influenciada pela resistência de falta, provocado pela influência da componente reativa, descrita no Capítulo 6. É possível observar que, para todos os tipos de faltas, os máximos erros são obtidos na pior condição analisada ($R_F = 100 \Omega$). Embora os máximos erros tenham ocorrido para a máxima resistência de falta simulada, também se deve notar que, na condição de curto-circuito sólido, não são obtidos os menores erros relativos à estimativa da distância do defeito. Tal constatação é resultado de incertezas associadas ao processo de compensação da corrente capacitiva. Conforme caracterizado na análise dos resultados de (LEE et al., 2004), o efeito capacitivo introduz um efeito de subcance na formulação. Nessas condições, a inexistência da compensação da componente capacitiva implica estimativas inferiores à correta distância da falta. Embora o esquema de localização proposto desenvolva a compensação da componente capacitiva, incertezas relacionadas a este processo tornam-se evidentes na condição de curto-circuito sólido. Estas incertezas são resultantes das aproximações realizadas perante a capacitância do sistema, através da utilização de um modelo de regime permanente, ignorando o comportamento dinâmico da componente capacitiva, bem como das aproximações realizadas para a representação da natureza distribuída deste parâmetro de linha.

Tabela 17: Influência do ângulo de incidência de falta no método proposto.

Falta	R_F [Ω]	Erro Médio [%]			Erro Máximo [%]		
		0°	45°	90°	0°	45°	90°
A-g	0	0,19	0,20	0,20	0,33	0,35	0,35
	10	0,11	0,11	0,06	0,27	0,28	0,14
	20	0,13	0,11	0,07	0,27	0,22	0,21
	50	0,35	0,31	0,19	0,68	0,52	0,74
	100	1,26	1,09	0,83	2,53	2,04	2,22
B-g	0	0,20	0,19	0,18	0,36	0,34	0,33
	10	0,11	0,11	0,16	0,27	0,27	0,36
	20	0,15	0,13	0,18	0,29	0,27	0,37
	50	0,49	0,46	0,58	0,95	0,90	1,14
	100	1,6	1,47	1,75	3,51	3,36	4,07

Falta	R_F [Ω]	Erro Médio [%]			Erro Máximo [%]		
		0°	45°	90°	0°	45°	90°
C-g	0	0,14	0,14	0,15	0,28	0,27	0,29
	10	0,07	0,04	0,11	0,18	0,09	0,29
	20	0,09	0,13	0,14	0,18	0,27	0,31
	50	0,40	0,48	0,48	0,76	0,96	0,98
	100	1,4	1,64	1,58	3,13	3,77	3,69
AB-g	0	1,73	1,66	1,78	2,47	2,38	2,56
	10	0,70	0,54	0,55	1,16	0,76	0,76
	20	0,77	0,46	0,48	1,26	0,85	0,86
	50	0,32	0,31	0,32	1,75	1,49	1,47
	100	1,52	1,55	1,58	2,94	2,94	3,04
BC-g	0	1,33	1,38	1,34	2,01	1,98	1,95
	10	0,48	0,50	0,70	0,69	0,71	0,98
	20	0,38	0,43	0,57	0,73	0,77	0,94
	50	0,34	0,37	0,31	1,14	1,13	1,25
	100	1,94	1,88	1,87	3,93	4,13	4,14
AC-g	0	0,89	0,87	0,87	1,96	1,92	1,93
	10	0,38	1,30	0,37	0,94	2,85	0,99
	20	0,35	0,49	0,38	0,81	1,01	0,81
	50	0,38	0,39	0,40	1,30	1,55	1,45
	100	1,73	1,59	1,56	3,65	3,32	3,23
AB	0	1,69	1,63	1,68	2,33	2,25	2,34
	10	2,07	2,06	1,90	2,64	2,62	2,46
	20	2,32	2,34	2,04	2,94	2,94	2,62
	50	2,71	2,93	2,26	4,55	4,78	3,96
	100	2,42	3,14	2,13	7,32	8,21	6,78
BC	0	1,42	1,43	1,44	2,09	2,09	2,10
	10	1,67	1,55	1,63	2,25	2,11	2,19
	20	1,80	1,55	1,68	2,41	2,13	2,27
	50	1,82	1,19	1,34	3,53	2,71	2,90
	100	0,96	1,21	1,25	5,22	3,56	3,49
AC	0	1,45	1,45	1,43	2,07	2,07	2,10
	10	1,62	1,79	1,83	2,20	2,38	2,42
	20	1,72	2,05	2,12	2,40	2,73	2,80
	50	1,83	2,70	2,84	3,08	3,99	4,18
	100	1,91	3,43	3,68	5,34	7,47	7,86
ABC-g	0	1,47	1,22	1,24	2,08	1,80	1,80
	10	1,61	1,49	1,51	2,17	1,99	2,01
	20	1,68	1,56	1,53	2,77	2,56	2,51
	50	0,97	0,96	0,67	4,33	4,05	3,54
	100	3,07	2,97	3,36	6,17	5,99	7,64

9.2.2 Influência da Distância da Falta

A análise da influência da distância da falta na formulação foi realizada através do estudo de caso ‘Condição 1’. Para tanto, as 2600 estimativas relativas às das distâncias de falta para cada um dos 52 pontos analisados são ilustradas pelas Figuras 63 a 72.

A análise das Figuras 63 a 72 evidencia que a formulação proposta é influenciada pela distância da falta, aspecto diretamente relacionado à topologia do sistema, principalmente devido à existência de ramificações laterais. Neste caso, as estimativas referentes à faltas próximas às descontinuidades da rede, como, por exemplo, em pontos próximos às cargas do sistema ou a ramificações laterais, apresentam erros superiores aos obtidos para faltas localizadas nos pontos intermediários das seções de linha analisadas. No entanto, os máximos erros foram obtidos em faltas internas às ramificações laterais e são decorrentes de incertezas relacionadas aos processos de determinação dos sistemas equivalentes e atualização dos fasores de tensão e corrente. Esses dois aspectos implicam a utilização de fasores de tensão e corrente que não condizem com as condições reais de operação, devido às aproximações utilizadas, tais como a modelagem dos sistemas equivalentes como impedâncias constantes, calculadas a partir do fluxo de potência trifásico com as condições pré-falta do sistema.

O algoritmo também apresenta em alguns determinados pontos do sistema (como, por exemplo, nas distâncias de 2457 e 2516 metros, as quais se referem à primeira ramificação do sistema PL1) variações bruscas dos erros calculados. Esses picos são decorrentes da identificação incorreta, por parte do algoritmo, da seção de linha onde está localizado o defeito. Neste caso, os vetores de tensão e corrente não são atualizados, interferindo no processo de estimativa da corrente de falta e conseqüentemente, produzindo estas estimativas errôneas referentes às distâncias dos defeitos.

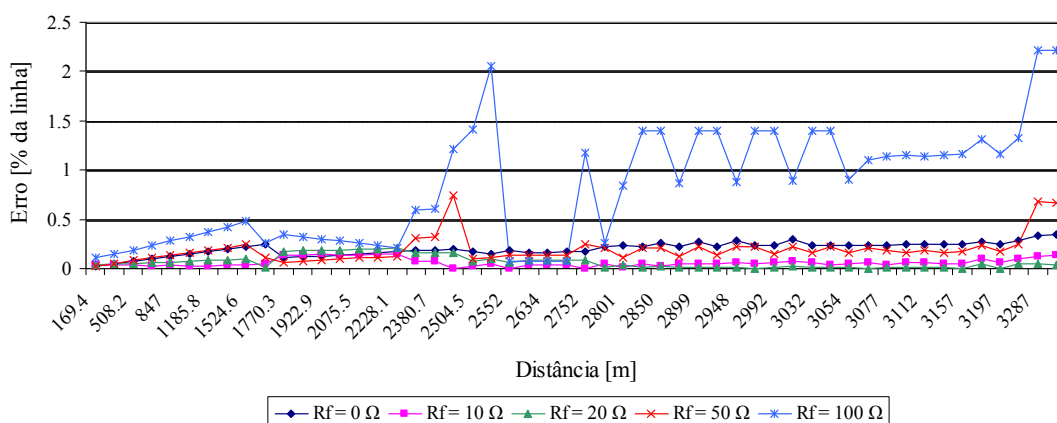


Figura 63: Resultados para faltas A-g do método de LDF proposto.

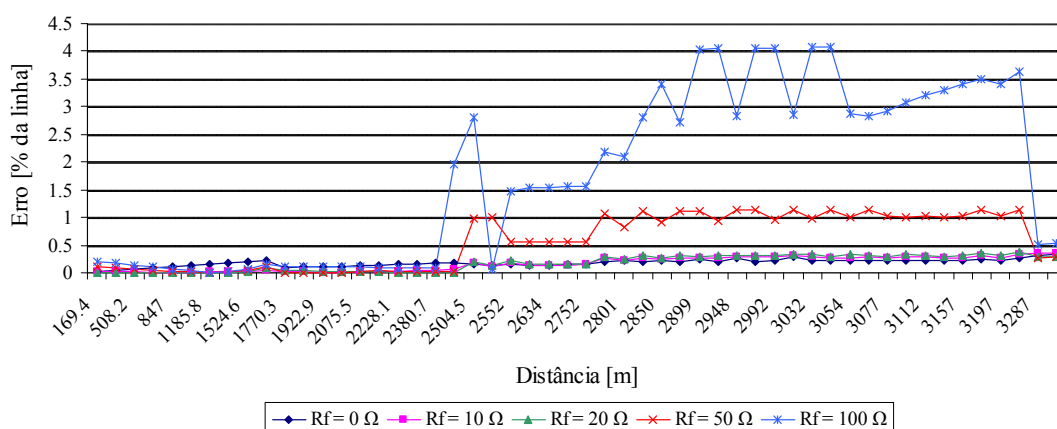


Figura 64: Resultados para faltas B-g do método de LDF proposto.

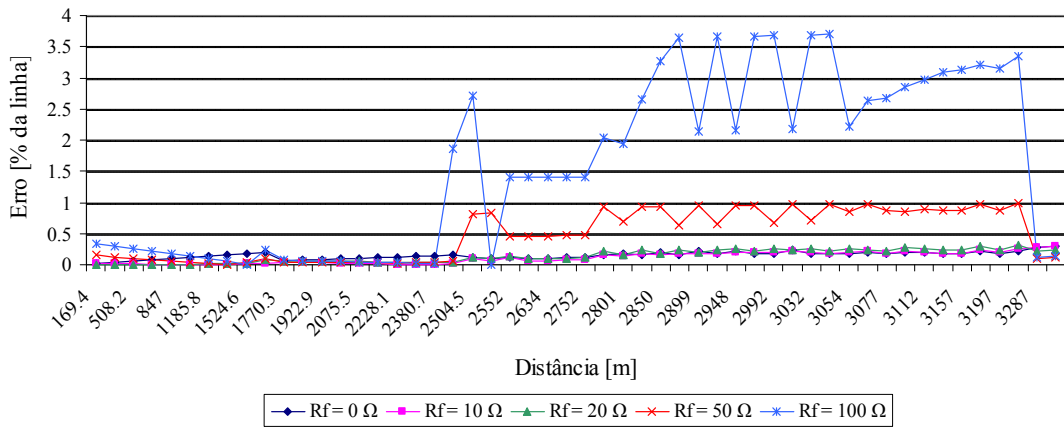


Figura 65: Resultados para faltas C-g do método de LDF proposto.

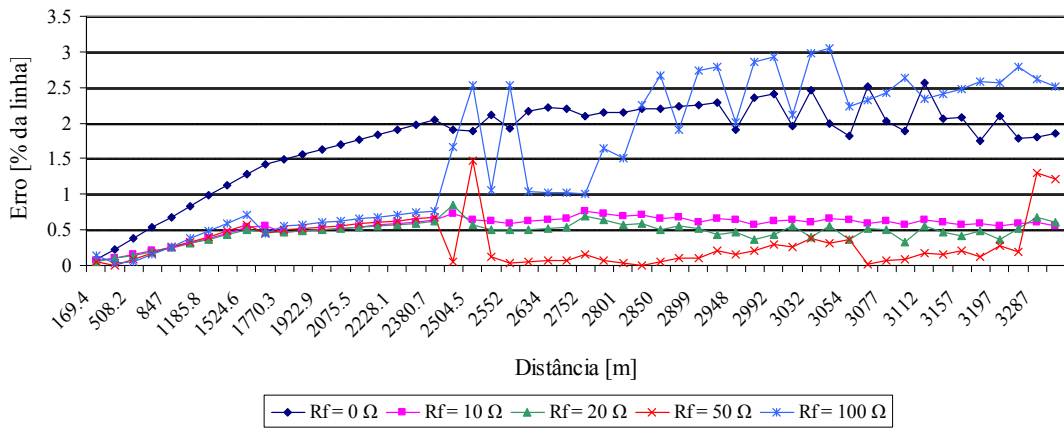


Figura 66: Resultados para faltas AB-g do método de LDF proposto.

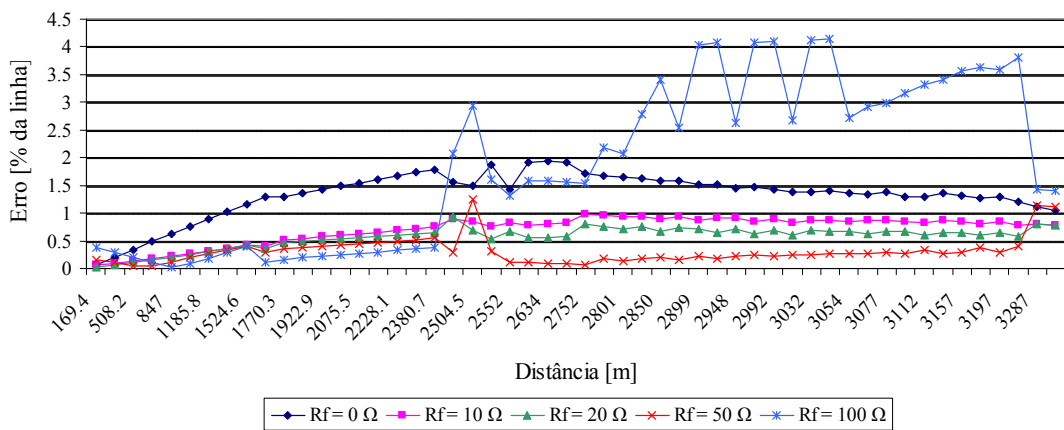


Figura 67: Resultados para faltas BC-g do método de LDF proposto.

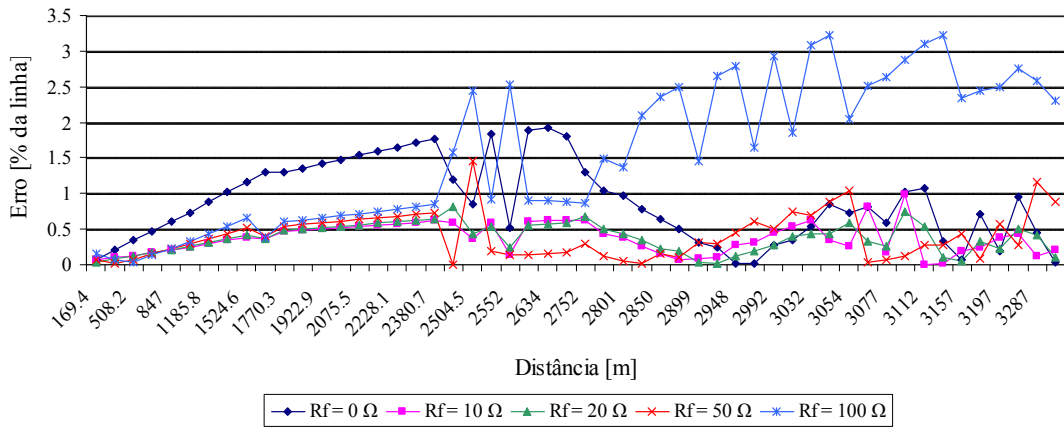


Figura 68: Resultados para faltas AC-g do método de LDF proposto.

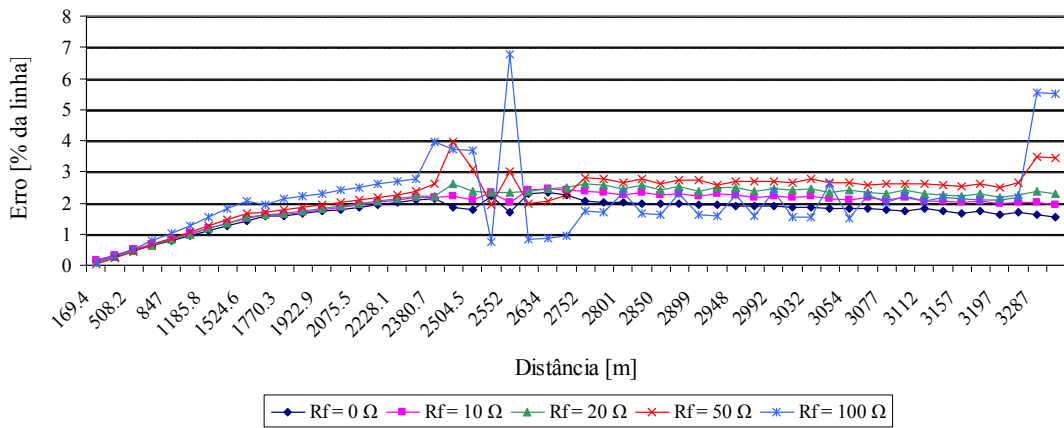


Figura 69: Resultados para faltas AB do método de LDF proposto.

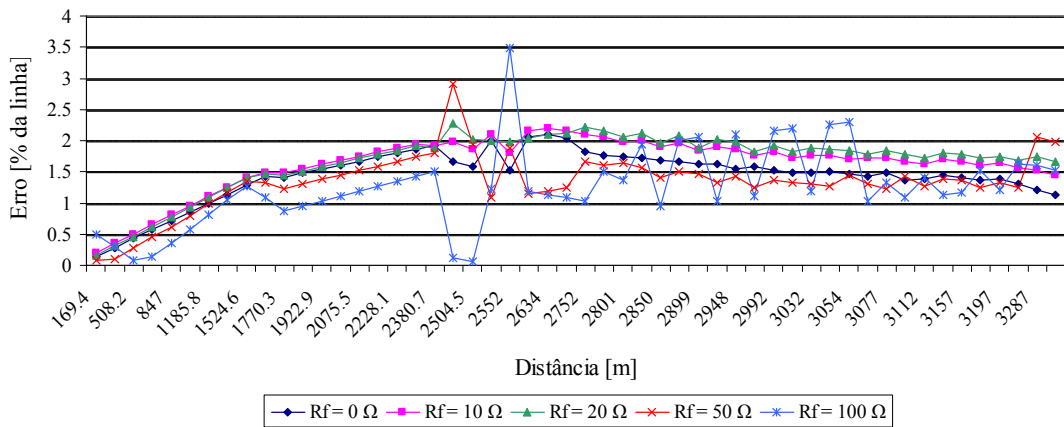


Figura 70: Resultados para faltas BC do método de LDF proposto.

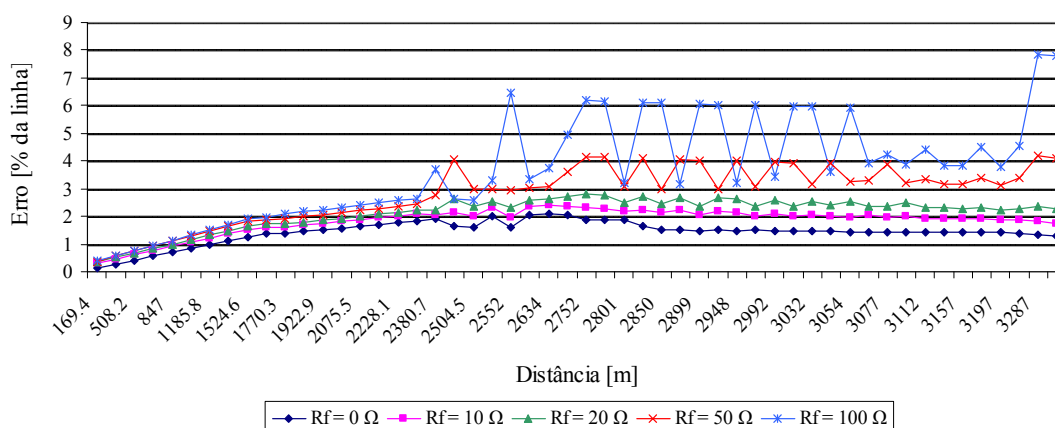


Figura 71: Resultados para faltas AC do método de LDF proposto.

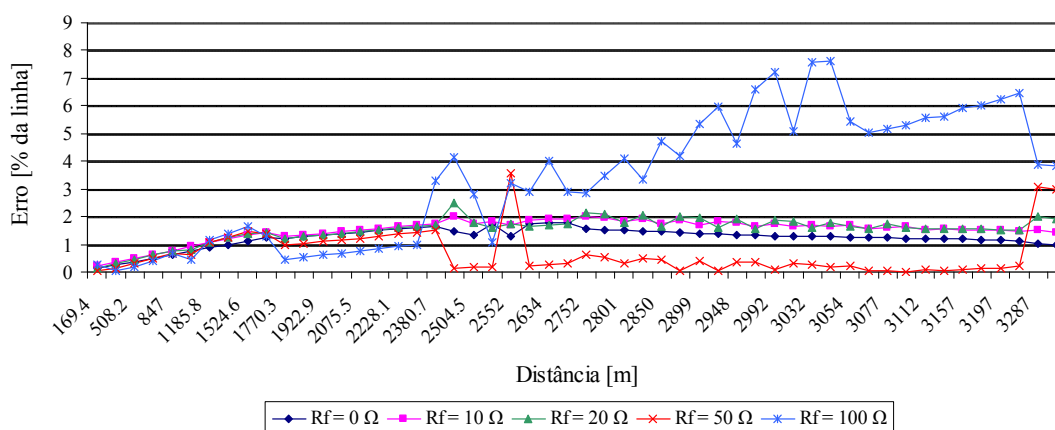


Figura 72: Resultados para faltas ABC-g do método de LDF proposto.

9.2.3 Influência do Tipo de Falta

A análise da influência do tipo de falta perante a estimativa da distância da falta foi novamente realizada considerando os resultados da ‘Condição 1’ de testes, os quais são apresentados pela Tabela 17 e nas Figuras 63 a 72. Através das curvas de *erro percentual x distância da falta*, é possível observar que a formulação produz resultados semelhantes para os quatro tipos de falta (fase-terra, fase-fase, fase-fase-terra e trifásica) ao longo dos 52 pontos analisados. Entretanto, apesar de comportamento similar para todos os tipos de falta, os erros relativos a cada tipo de defeito são distintos, característica esta já esperada, dado a existência de formulações específicas a cada tipo de falta, com entradas distintas para cada tipo de distúrbio.

9.2.4 Influência da Combinação de Fases na Falta

Analisando as possíveis combinações de fase para as faltas do tipo fase-terra, fase-fase e fase-fase-terra, a partir da ‘Condição 1’ de testes, verifica-se que este aspecto também tem influência sobre a precisão da formulação, conforme apresentado pela Tabela 17 e Figuras 63 a 72. Incertezas associadas ao processo de estimativa das componentes fundamentais de tensão e corrente para diferentes ângulos de incidência de falta, bem como o acoplamento mútuo distinto entre as fases do sistema, contribuem para que exista este comportamento sem padrão definido, conforme a combinação de fases na falta.

9.2.5 Influência do Ângulo de Incidência de Falta

A metodologia de LDF foi avaliada frente à influência do ângulo de incidência de falta através do estudo de caso ‘Condição 2’. Este estudo de caso consiste na aplicação de faltas ao longo dos 52 pontos analisados com três diferentes ângulos de incidência de falta (0° , 45° e 90°) e cuja referência angular é a tensão da fase a .

Com base nos resultados apresentados na Tabela 17, é possível verificar que a incidência de faltas com ângulos distintos resulta em diferentes estimativas da distância da falta, quando calculada para um mesmo tipo de defeito, caracterizando a influência desse parâmetro à formulação proposta. No entanto, a influência do ângulo de incidência apresenta efeitos de ordem reduzida. Analisando faltas do tipo fase-terra, a máxima diferença entre os erros máximos para os três ângulos analisados foi de 0,71%. Para faltas fase-fase-terra, fase-fase e trifásicas, a diferença máxima foi equivalente a 0,42%, 2,52% e 1,65%, respectivamente.

O efeito do ângulo de incidência de falta é resultado de incertezas associadas ao processo de estimativa das componentes fundamentais dos sinais de tensão de corrente a partir do filtro de Fourier modificado. Conforme descrito no Capítulo 7, a máxima componente DC é dependente do ângulo de incidência de falta e da relação X/R, conforme a expressão (9.3):

$$\alpha - \varphi = \pm 90^\circ \quad (9.3)$$

onde α é o ângulo de incidência de falta e φ é dependente da relação X/R do condutor, sendo equivalente a 50° para cabos do tipo 750 MCM e 34° para cabos 4/0 AWG, os quais compõem o alimentador subterrâneo PL1.

Neste caso, a máxima componente DC decrescente é obtida para os ângulos de -40° e $+140^\circ$ para condutores do tipo 750 MCM e de -56° e $+124^\circ$ para cabos 4/0 AWG, tendo como referência angular, em ambos os casos, a tensão da fase sob falta.

No entanto, a análise dos resultados de faltas sólidas do tipo A-g, B-g e C-g demonstra que os máximos erros foram obtidos, respectivamente, para os ângulos de 0° , -30° e -165° , referentes à tensão da fase sob falta. Por sua vez, em faltas trifásicas, a influência do ângulo de incidência de falta é minimizada, resultando em estimativas da distância da falta semelhantes para os três ângulos analisados.

Em função dos resultados obtidos, os quais apresentam um padrão não-definido, é possível verificar que, embora diferentes ângulos de incidência resultem em estimativas distintas da distância da falta, a influência desse parâmetro não é relacionada à máxima componente DC, a qual é removida matematicamente através da utilização do filtro de Fourier modificado proposto em (LIN; LIU, 2002).

A influência do ângulo de incidência de falta pode ser justificada pela existência de capacitâncias no modelo de linha. Segundo (PHADKE; THORP, 1993; ALTUVE; DIAZ; VAZQUEZ, 1996), a existência de capacitâncias produz oscilações amortecidas de altas frequências, as quais inibem os filtros do tipo Fourier para a localização de um sinal preciso de frequência fundamental (YU; GU, 2003). Estas componentes de alta frequência são frequências naturais do sistema devido à aplicação da falta e dependem de três aspectos: localização do defeito, ângulo de incidência de falta e das características do sistema atrás da falta (PHADKE; THORP, 1993). A existência de filtros do tipo passa-baixas tende a minimizar os efeitos provocados pela capacitância *shunt* de linhas subterrâneas.

9.2.6 Influência do Carregamento do Sistema

De modo a analisar a influência do carregamento frente ao esquema de localização de defeitos, foram utilizados os estudos de caso ‘Condição 3 a 5’, descritos no capítulo anterior. A análise do carregamento foi desenvolvida considerando dois aspectos distintos: carga desequilibrada e variação do carregamento do sistema.

9.2.6.1 Condição de Carga Desequilibrada

O esquema de localização de defeitos teve seu desempenho avaliado frente a um carregamento desequilibrado do sistema através do estudo de caso ‘Condição 3’. Esta condição, cujos resultados estão descritos na Tabela 18, consiste na aplicação de 2600 faltas ao longo do alimentador PL1, considerando a condição de carga do sistema conhecida e desequilibrada de $\pm 10\%$ em relação às cargas da fase *b* e com um ângulo de incidência de falta de 90° em relação à tensão da fase *a*.

Tabela 18: Resultados para a condição de carga desequilibrada.

Falta	R_F [Ω]	Erro		
		Médio [%]	Máximo [%]	Mínimo [%]
A-g	0	0,20	0,34	0,03
	10	0,05	0,13	0,01
	20	0,06	0,18	0,00
	50	0,22	0,71	0,01
	100	0,94	2,06	0,04
B-g	0	0,18	0,33	0,03
	10	0,16	0,35	0,00
	20	0,17	0,33	0,00
	50	0,55	1,10	0,06
	100	1,78	4,07	0,04
C-g	0	0,15	0,29	0,02
	10	0,11	0,29	0,00
	20	0,14	0,31	0,00
	50	0,48	0,98	0,01
	100	1,58	3,69	0,00
AB-g	0	1,78	2,55	0,09
	10	0,54	0,76	0,08
	20	0,49	0,92	0,08
	50	0,36	1,77	0,01
	100	1,70	3,51	0,22
BC-g	0	1,34	1,95	0,08
	10	0,71	1,00	0,06
	20	0,58	0,97	0,03
	50	0,29	1,36	0,01
	100	1,81	4,00	0,01
AC-g	0	0,87	1,93	0,02
	10	0,36	1,00	0,02
	20	0,36	0,77	0,02
	50	0,42	1,19	0,03
	100	1,55	3,45	0,01
AB	0	1,68	2,34	0,15
	10	1,88	2,45	0,15
	20	1,98	2,56	0,08
	50	2,05	3,48	0,07
	100	1,58	5,19	0,02
BC	0	1,44	2,10	0,14
	10	1,65	2,21	0,22
	20	1,74	2,38	0,21

Falta	R_F [Ω]	Erro		Erro
		Médio [%]	Máximo [%]	Mínimo [%]
BC	50	1,60	3,43	0,17
	100	1,30	5,33	0,17
AC	0	1,43	2,11	0,14
	10	1,82	2,41	0,32
	20	2,11	2,75	0,39
	50	2,83	4,11	0,48
	100	3,66	7,67	0,68
ABC-g	0	1,24	1,80	0,12
	10	1,61	2,08	0,25
	20	1,81	2,81	0,28
	50	1,43	5,25	0,40
	100	4,43	10,16	1,12

A análise dos resultados obtidos para a condição de carga desequilibrada apresentados na Tabela 18 demonstra que o esquema de localização não é afetado significativamente pelo desequilíbrio do sistema. O comparativo entre os erros obtidos permite constatar que as incertezas associadas à metodologia foram similares para as condições de carga equilibrada e desequilibrada. A imunidade do esquema de localização frente ao desequilíbrio do sistema é resultado de dois fatores: o desenvolvimento da formulação matemática através de grandezas de fase, considerando as distintas componentes mútuas, e do cálculo dos sistemas equivalentes a partir de três análises de fluxo de potência, conforme descrito no Capítulo 7 e sugerido originalmente em (NAGPAL; XU; SAWADA, 1998), propiciando a representação adequada do desequilíbrio do sistema através dos sistemas equivalentes trifásicos calculados.

9.2.6.2 Condição de Variação de Carga

De forma a avaliar o processo de atualização do carregamento do sistema conforme a variação da carga medida na subestação, utilizou-se os estudos de caso ‘Condições 4 e 5’. Tais estudos de caso consistem na variação no carregamento do sistema de $\pm 20\%$ em relação à carga conhecida, em 6 barras do alimentador PL1. Devido à inexistência das curvas de variação de carga para cada tipo de consumidor ou, ainda, relativas a cada barra do sistema, foi realizada a ponderação uniforme da variação calculada para todas as cargas do sistema. Neste caso, a variação medida na subestação é distribuída entre todas as barras do alimentador PL1.

Os erros relativos às estimativas das distâncias dos defeitos, simulados para a condição de um aumento da carga de 20% em relação à carga nominal, são apresentados pela Tabela 19. Na Tabela 20, são expostos os resultados relativos à redução de carga de 20%. Em ambos os casos também é explicitada a influência da compensação da variação do carregamento na metodologia sugerida. Para tanto, são apresentados os erros associados à estimativa da distância da falta sem a utilização do processo de compensação de variação do carregamento.

Tabela 19: Resultados do método de LDF para a condição de aumento de carga.

Falta	R_F [Ω]	Com Compensação		Sem Compensação	
		Erro Médio [%]	Erro Máximo [%]	Erro Médio [%]	Erro Máximo [%]
A-g	0	0,20	0,33	0,24	0,48
	10	0,08	0,22	1,94	2,35
	20	0,16	0,34	6,83	9,04
	50	0,99	1,73	27,51	33,84
	100	3,16	6,78	75,62	81,37

Falta	R_F [Ω]	Com compensação		Sem Compensação	
		Erro Médio [%]	Erro Máximo [%]	Erro Médio [%]	Erro Máximo [%]
B-g	0	0,18	0,31	0,23	0,46
	10	0,21	0,44	2,09	2,56
	20	0,35	0,63	7,00	9,25
	50	1,46	2,49	27,85	34,24
	100	4,07	9,00	76,42	82,28
C-g	0	0,15	0,27	0,20	0,42
	10	0,16	0,37	2,04	2,49
	20	0,31	0,58	6,97	9,21
	50	1,42	2,41	27,82	34,19
	100	4,08	8,98	76,47	82,27
AB-g	0	1,79	2,57	1,79	2,57
	10	0,44	0,65	3,01	3,57
	20	0,16	0,51	10,84	14,26
	50	1,35	2,52	42,95	49,31
	100	4,66	9,73	122,87	128,03
BC-g	0	1,34	1,95	1,34	1,95
	10	0,59	0,86	2,87	3,40
	20	0,25	0,58	10,82	14,17
	50	1,48	2,59	43,13	49,49
	100	5,16	10,27	122,94	128,74
AC-g	0	0,87	1,93	0,87	1,93
	10	0,33	1,10	3,25	4,68
	20	0,29	1,14	10,82	14,33
	50	1,46	3,14	42,94	49,26
	100	5,16	9,68	122,94	128,04
AB	0	1,68	2,34	1,69	2,34
	10	1,81	2,38	5,99	7,35
	20	1,73	2,30	25,71	27,83
	50	0,86	2,13	118,64	124,03
	100	2,56	5,27	329,47	337,61
BC	0	1,44	2,10	1,44	2,10
	10	1,55	2,13	6,24	7,32
	20	1,42	2,00	25,99	28,26
	50	0,31	1,31	119,21	124,78
	100	4,02	8,06	330,63	338,99
AC	0	1,43	2,11	1,44	2,11
	10	1,78	2,38	5,68	6,38
	20	1,97	2,61	16,24	17,97
	50	2,12	3,31	88,32	100,02
	100	1,43	4,51	449,05	534,06
ABC-g	0	1,24	1,80	1,24	1,80
	10	1,29	1,82	5,81	6,91
	20	0,87	1,76	22,28	25,67
	50	2,45	4,39	89,55	94,85
	100	8,76	15,26	241,75	248,02

Tabela 20: Resultados do método proposto para a condição de redução da carga.

Falta	R_F [Ω]	Com compensação		Sem Compensação	
		Erro Médio [%]	Erro Máximo [%]	Erro Médio [%]	Erro Máximo [%]
A-g	0	0,22	0,38	0,17	0,27
	10	0,10	0,20	1,53	3,17
	20	0,25	0,42	5,56	12,16
	50	1,28	2,38	30,37	66,48
	100	3,67	9,21	114,58	232,38
B-g	0	0,20	0,36	0,15	0,24
	10	0,17	0,43	1,66	2,97
	20	0,19	0,55	6,43	11,87
	50	0,49	1,20	36,21	65,56
	100	1,37	2,79	141,04	229,29
C-g	0	0,15	0,33	0,13	0,21
	10	0,08	0,25	2,31	3,05
	20	0,27	0,74	8,71	11,95
	50	0,99	2,40	46,73	65,78
	100	2,62	5,75	162,85	230,05
AB-g	0	1,78	2,55	1,79	2,56
	10	0,53	0,83	3,71	6,17
	20	0,44	1,14	11,08	19,88
	50	1,09	2,75	56,45	99,58
	100	3,36	7,35	212,01	351,44
BC-g	0	1,34	1,95	1,34	1,95
	10	0,86	1,21	4,72	6,48
	20	0,95	1,43	14,29	20,73
	50	1,50	2,62	72,43	105,21
	100	2,65	5,88	270,69	392,51
AC-g	0	0,87	1,93	0,87	1,93
	10	0,40	0,95	3,45	5,08
	20	0,45	1,07	11,31	17,48
	50	0,65	2,66	57,48	89,55
	100	2,03	6,59	204,04	310,81
AB	0	1,69	2,34	1,68	2,34
	10	1,85	2,37	8,30	13,07
	20	1,76	3,03	25,22	43,43
	50	2,64	5,90	133,84	232,69
	100	8,61	14,44	620,38	1257,05
BC	0	1,44	2,10	1,44	2,10
	10	1,77	2,36	9,30	12,74
	20	2,11	2,80	29,58	42,78
	50	3,37	4,79	158,97	229,85
	100	6,31	10,25	733,21	1209,29
AC	0	1,43	2,10	1,43	2,10
	10	1,88	2,51	1,80	4,60
	20	2,26	3,11	8,92	16,66
	50	3,47	5,75	42,60	70,48
	100	5,97	11,93	105,74	170,11

Falta	R_F [Ω]	Com compensação		Sem Compensação	
		Erro Médio [%]	Erro Máximo [%]	Erro Médio [%]	Erro Máximo [%]
ABC-g	0	1,24	1,80	1,24	1,80
	10	1,49	2,22	8,83	12,37
	20	1,64	3,11	28,71	41,99
	50	1,70	6,37	177,72	230,67
	100	2,65	13,74	5009,39	5316,25

A variação no carregamento do sistema acarreta um aumento nos erros percentuais associados à estimativa da distância da falta, ao serem comparados às mesmas condições de falta, porém com a condição de carga conhecida. Os resultados apresentados demonstram uma elevada influência, se não considerada, do carregamento do sistema frente à precisão da metodologia de LDF, o qual se torna evidente conforme o aumento da resistência de falta. Conforme já citado anteriormente, nesta condição operativa ($R_F \gg 0$), a estimativa da corrente de carga é não-desprezível em relação à corrente de falta. Assim, incertezas associadas ao processo de estimativa da corrente de carga afetam diretamente a precisão da formulação para o cálculo da distância da falta.

Embora o processo de atualização de cargas realize uma distribuição uniforme da variação medida na subestação, esse procedimento minimiza de forma significativa os efeitos associados à variação da carga. Conforme apresentado nas Tabelas 19 e 20, caso o efeito da variação da carga não seja considerado, as estimativas produzidas pelo esquema de localização para defeitos com R_F não-desprezíveis inviabilizam a utilização da formulação, em função do elevado erro associado.

A incerteza relacionada à estimativa da distância da falta considerando a flutuação da carga é atribuída principalmente à distribuição uniforme da variação do carregamento do sistema. Embora o estudo de caso seja composto pela variação $\pm 20\%$ em determinadas cargas do sistema, o algoritmo identificou na subestação uma variação de $\pm 8,3\%$, a qual foi distribuída uniformemente a todas as barras de carga. A existência de medições locais, conforme proposto em (CHOI et al., 2007), ou ainda do conhecimento do comportamento de cada carga, permitiria a redução dos erros associados ao processo de atualização do carregamento do sistema.

9.2.7 Análise Geral do Método de LDF Proposto

Com base nos resultados obtidos, conclui-se que a metodologia proposta obtém alta eficiência na localização de defeitos em alimentadores subterrâneos. Em face da indisponibilidade de técnicas automáticas de LDF que possam ser implementadas de forma genérica, e ainda, das limitações apresentadas pelo método de (LEE et al., 2004) para a aplicação em sistemas com uma elevada componente capacitiva, o algoritmo desenvolvido preenche essa lacuna na área de localização de defeitos até então existente.

Em linhas gerais, verifica-se que o algoritmo tem sua precisão relacionada diretamente ao processo de estimativa da corrente de carga, cuja dependência torna-se evidente em faltas com resistência de falta não-desprezíveis, ou ainda durante a variação do carregamento do sistema. Embora a metodologia seja também influenciada por elementos como ângulo de incidência de falta, desequilíbrio do sistema, tipo e combinações de fase da falta, os erros inerentes a estes aspectos são considerados de efeito limitado.

9.3 RESULTADOS DA ESTIMATIVA DA RESISTÊNCIA DE FALTA

A formulação matemática desenvolvida no Capítulo 7 permite que seja determinada, além da distância da falta, as estimativas das resistências de falta associadas ao defeito. O conhecimento da resistência de falta pode auxiliar em diferentes aplicações, como sugerido pelo autor em (FILOMENA et al., 2008a; FILOMENA et al., 2008b), para a análise de curto-circuito e na proteção de sistemas elétricos, através da compensação da resistência de falta em relés de distância.

Em função dos avanços computacionais disponíveis às concessionárias de energia elétrica, atualmente o processo de localização de defeitos é realizado em duas etapas. Inicialmente, os algoritmos de localização de defeitos calculam, a partir do registro de perturbações, a estimativa da distância da falta. De posse dessa informação, é executada uma análise de curto-circuito da rede sob falta, de forma a avaliar e validar a estimativa da distância da falta. Entretanto, conforme descrito no Capítulo 2, defeitos com resistência de falta não-desprezível são comuns às redes de distribuição de energia. Neste caso, a análise de curto-circuito torna-se limitada, em função da necessidade do conhecimento de duas variáveis: distância e resistência da falta.

Com base nessa limitação, o esquema de localização de defeitos proposto disponibiliza ao usuário também a estimativa da resistência de falta, auxiliando, deste modo, na validação da estimativa da distância da falta calculada através de estudos de curto-circuito. O uso da informação da resistência de falta auxilia ainda diretamente o processo de estimativa de localização de defeitos, fornecendo embasamento para que seja mensurado o erro associado à estimativa da distância da falta, uma vez que tal parâmetro representa importante fonte de erros à técnica de LDF. O uso do cálculo da resistência de falta também permite que sejam realizados estudos para a tipificação de causas de defeitos e falhas comuns em redes de distribuição, oferecendo fundamentos para a definição de políticas de manutenção preventiva.

Recentemente, estudos direcionados à estimativa da resistência de falta foram propostos em (WAIKAR; ELANGO VAN; LIEW, 1994; WAIKAR; ELANGO VAN; LIEW, 1997; WAIKAR; ELANGO VAN; LIEW, 1998; EISSA, 2006), tendo como objetivo a aplicação em relés de distância. Entretanto, tais estudos têm como base a utilização de componentes simétricas ou técnicas de análise modal, limitando a sua aplicação a sistemas balanceados e transpostos, inviabilizando a sua aplicação em sistemas de distribuição, tipicamente desequilibrados e não-transpostos.

De forma a avaliar o desempenho da formulação para o cálculo da resistência de falta, foram utilizadas novamente as condições de teste 1 a 5, cujos resultados são apresentados pelas Tabelas 21 a 29 e pelas Figuras 73 a 76.

9.3.1 Influência da Resistência de Falta

Com base nos resultados das Tabelas 21 a 23 verifica-se que o valor da resistência de falta exerce influência, porém desprezível, sobre a estimativa da resistência de falta. Em todos os casos analisados, os máximos erros foram obtidos para a maior resistência de falta simulada ($R_F = 100 \Omega$). Porém, em face da baixa magnitude do erro associado, essa diferença é considerada desprezível. Analisando o maior erro calculado (de $0,32 \Omega$), o qual ocorreria para um defeito do tipo B-g, revela-se desprezível em relação ao valor da resistência de falta simulada, equivalente a 100Ω .

Tabela 21: Resultados das estimativas de resistências de falta para defeitos fase-terra e fase-fase.

Falta	R_F [Ω]	Erro Médio [Ω]			Erro Máximo [Ω]		
		0°	45°	90°	0°	45°	90°
A-g	0	0,00	0,00	0,00	0,01	0,01	0,01
	10	0,00	0,00	0,00	0,01	0,01	0,00
	20	0,01	0,01	0,00	0,01	0,01	0,01
	50	0,02	0,02	0,02	0,04	0,04	0,03
	100	0,10	0,09	0,08	0,19	0,19	0,13
B-g	0	0,00	0,00	0,00	0,01	0,01	0,01
	10	0,01	0,00	0,01	0,01	0,01	0,01
	20	0,01	0,01	0,01	0,02	0,01	0,02
	50	0,04	0,03	0,04	0,07	0,06	0,07
	100	0,14	0,13	0,14	0,27	0,25	0,32
C-g	0	0,00	0,00	0,00	0,01	0,01	0,01
	10	0,00	0,00	0,01	0,01	0,01	0,01
	20	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,02
	50	0,03	0,03	0,03	0,05	0,06	0,06
	100	0,11	0,12	0,13	0,22	0,28	0,24
AB	0	0,02	0,02	0,02	0,04	0,00	0,04
	10	0,03	0,03	0,03	0,05	0,05	0,05
	20	0,03	0,04	0,03	0,06	0,07	0,06
	50	0,04	0,06	0,04	0,09	0,11	0,09
	100	0,05	0,07	0,05	0,16	0,21	0,18
BC	0	0,02	0,02	0,02	0,04	0,00	0,04
	10	0,03	0,02	0,02	0,05	0,04	0,04
	20	0,03	0,02	0,02	0,05	0,04	0,05
	50	0,04	0,02	0,01	0,08	0,06	0,05
	100	0,05	0,05	0,06	0,13	0,12	0,14
AC	0	0,02	0,02	0,02	0,04	0,04	0,00
	10	0,02	0,03	0,03	0,04	0,05	0,05
	20	0,03	0,03	0,04	0,05	0,06	0,06
	50	0,03	0,04	0,06	0,06	0,08	0,10
	100	0,02	0,05	0,08	0,11	0,16	0,20

Tabela 22: Erros médios para a estimativa das resistências de falta para defeitos fase-fase-terra e trifásicos.

Falta	R_F	Erro Médio [Ω]								
		0°			45°			90°		
		R_{Fa}	R_{Fb}	R_{Fc}	R_{Fa}	R_{Fb}	R_{Fc}	R_{Fa}	R_{Fb}	R_{Fc}
AB-g	0	0,02	0,03	-	0,02	0,03	-	0,02	0,04	-
	10	0,02	0,03	-	0,02	0,03	-	0,02	0,03	-
	20	0,03	0,03	-	0,02	0,03	-	0,02	0,03	-
	50	0,02	0,03	-	0,02	0,03	-	0,02	0,03	-
	100	0,09	0,04	-	0,09	0,05	-	0,10	0,05	-
BC-g	0	-	0,02	0,04	-	0,01	0,04	-	0,02	0,04
	10	-	0,02	0,04	-	0,02	0,04	-	0,02	0,04
	20	-	0,02	0,04	-	0,02	0,04	-	0,02	0,04

Falta	R_F	Erro Médio [Ω]								
		0°			45°			90°		
		R_{Fa}	R_{Fb}	R_{Fc}	R_{Fa}	R_{Fb}	R_{Fc}	R_{Fa}	R_{Fb}	R_{Fc}
BC-g	50	-	0,02	0,05	-	0,02	0,05	-	0,02	0,05
	100	-	0,12	0,08	-	0,12	0,06	-	0,12	0,06
AC-g	0	0,00	-	0,01	0,00	-	0,01	0,00	-	0,01
	10	0,02	-	0,04	0,02	-	0,04	0,01	-	0,02
	20	0,02	-	0,02	0,02	-	0,02	0,02	-	0,03
	50	0,04	-	0,03	0,04	-	0,03	0,03	-	0,06
	100	0,08	-	0,05	0,08	-	0,05	0,06	-	0,13
ABC-g	0	0,01	0,04	0,04	0,01	0,04	0,04	0,01	0,04	0,04
	10	0,02	0,04	0,05	0,02	0,04	0,05	0,02	0,04	0,05
	20	0,02	0,05	0,06	0,02	0,05	0,06	0,02	0,05	0,06
	50	0,01	0,05	0,08	0,01	0,05	0,08	0,01	0,05	0,08
	100	0,10	0,04	0,08	0,10	0,04	0,08	0,10	0,04	0,08

Tabela 23: Máximos erros para as estimativas das resistências de falta para defeitos fase-fase-terra e trifásicos.

Falta	R_F	Erro Máximo [Ω]								
		0°			45°			90°		
		R_{Fa}	R_{Fb}	R_{Fc}	R_{Fa}	R_{Fb}	R_{Fc}	R_{Fa}	R_{Fb}	R_{Fc}
AB-g	0	0,05	0,06	-	0,04	0,06	-	0,04	0,07	-
	10	0,04	0,07	-	0,03	0,06	-	0,03	0,06	-
	20	0,05	0,06	-	0,03	0,06	-	0,03	0,05	-
	50	0,07	0,05	-	0,06	0,06	-	0,05	0,05	-
	100	0,15	0,10	-	0,16	0,08	-	0,16	0,09	-
BC-g	0	-	0,02	0,07	-	0,02	0,07	-	0,02	0,07
	10	-	0,02	0,08	-	0,02	0,08	-	0,03	0,07
	20	-	0,03	0,08	-	0,03	0,08	-	0,03	0,08
	50	-	0,04	0,10	-	0,04	0,10	-	0,04	0,10
	100	-	0,25	0,15	-	0,25	0,14	-	0,25	0,13
AC-g	0	0,02	-	0,04	0,02	-	0,04	0,01	-	0,04
	10	0,05	-	0,07	0,05	-	0,07	0,02	-	0,04
	20	0,03	-	0,06	0,03	-	0,06	0,03	-	0,06
	50	0,07	-	0,08	0,07	-	0,08	0,06	-	0,07
	100	0,17	-	0,10	0,17	-	0,10	0,13	-	0,10
ABC-g	0	0,02	0,07	0,07	0,02	0,07	0,07	0,02	0,07	0,07
	10	0,03	0,08	0,09	0,03	0,08	0,09	0,03	0,08	0,09
	20	0,04	0,09	0,11	0,04	0,09	0,11	0,04	0,09	0,11
	50	0,07	0,12	0,15	0,07	0,12	0,15	0,07	0,12	0,15
	100	0,20	0,21	0,30	0,20	0,21	0,30	0,26	0,21	0,29

9.3.2 Influência da Distância da Falta

De modo a avaliar o efeito da distância da falta em relação à estimativa da resistência de falta, os resultados obtidos para cada um dos 52 pontos de análise, considerando um ângulo de incidência de falta de 90°, são ilustrados pelas Figuras 73 a 76. Tendo em vista a similaridade dos resultados obtidos para um mesmo tipo de falta, é apresentado apenas um exemplo para cada tipo de defeito, referente à apenas uma fase do sistema sob falta.

A análise das Figuras 73 a 76 permite verificar que a estimativa da resistência de falta não é influenciada significativamente pela distância da falta, bem como da topologia do sistema. Conforme verificado visualmente pelos gráficos e comprovado pelos erros médios das Tabelas 21 a 23, as estimativas relativas às resistências de falta não apresentam variações significativas ao longo dos 52 pontos de falta analisados, caracterizando um comportamento estável da formulação ao longo de todo o comprimento do alimentador PL1.

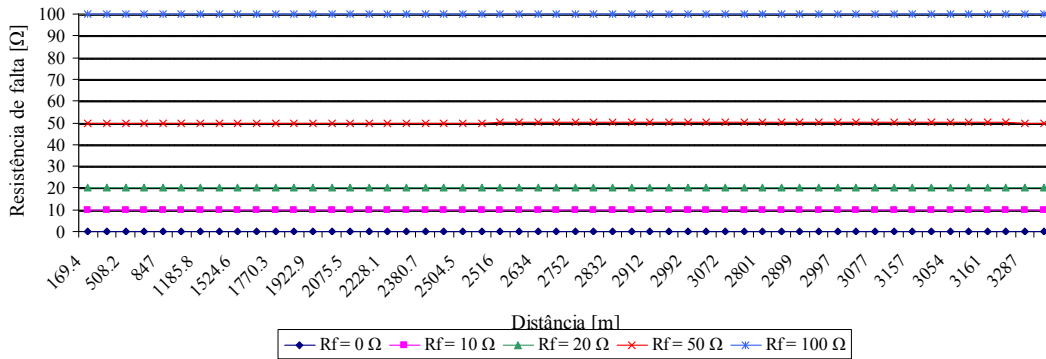


Figura 73: Estimativas da resistência de falta para faltas A-g.

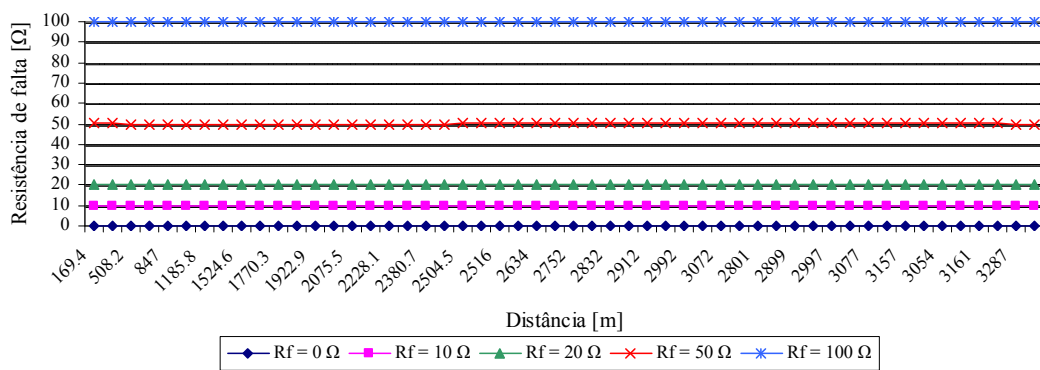


Figura 74: Estimativas da resistência de falta da fase *b* para faltas BC-g.

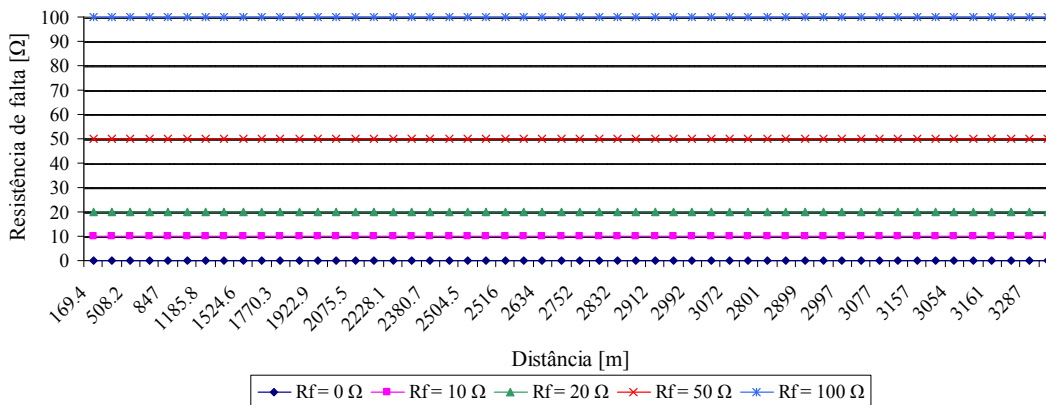


Figura 75: Estimativas da resistência de falta da fase *c* para defeitos do tipo AC.

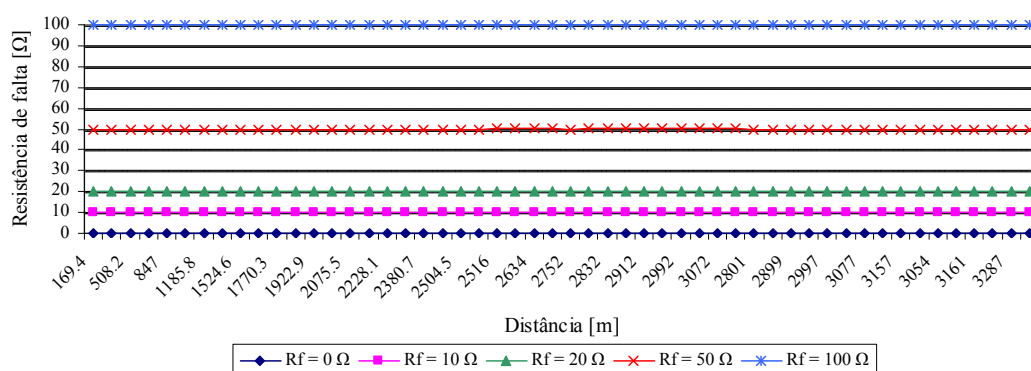


Figura 76: Estimativas da resistência de falta da fase a para defeitos trifásicos.

9.3.3 Influência do Tipo de Falta

A análise dos resultados da ‘Condição 1’ apresentados anteriormente para a estimativa da resistência de falta permite afirmar que o tipo de falta exerce influência reduzida perante a formulação para o cálculo da R_F . Tal constatação é resultado da variação desprezível entre resultados relativos às estimativas da resistência de falta, os quais apresentam ordem de grandeza similar para os quatro tipos de defeitos analisados.

9.3.4 Influência da Combinação de Fases na Falta

A partir dos resultados obtidos, é possível verificar a existência de uma pequena variação entre as estimativas da resistência da falta para distúrbios de mesmo tipo, porém envolvendo fases distintas. Entretanto, mesmo as máximas diferenças produzidas para as diferentes combinações de fase apresentam magnitudes desprezíveis em relação aos valores simulados de resistências de falta. Para faltas do tipo fase-terra e fase-fase, a máxima diferença calculada foi de $0,18 \Omega$ e $0,1 \Omega$, respectivamente. Para faltas do tipo fase-fase-terra, a diferença foi equivalente a $0,17 \Omega$ e $0,09 \Omega$, respectivamente. Em todos os casos, as máximas diferenças foram obtidas para uma resistência de falta simulada de 100Ω .

9.3.5 Influência do Ângulo de Incidência de Falta

Analisando os resultados produzidos para a ‘Condição 3’ de testes, onde foram simuladas faltas com três ângulos de incidência distintos (0° , 45° e 90°), é possível observar que este aspecto também apresenta influência mínima em relação ao processo de estimação da resistência de falta. Em todas as condições analisadas, as variações nos erros calculados foram desprezíveis, sendo produzidos também em determinadas condições, resultados idênticos relativos a um mesmo tipo de falta e combinação de fases, porém com ângulos de incidência de falta distintos.

9.3.6 Influência do Carregamento do Sistema

A influência do carregamento do sistema frente à estimativa da resistência de falta foi analisada através dos estudos de caso 3 a 5, e tem como objetivo analisar o desempenho da formulação para o cálculo da resistência de falta perante as condições de desequilíbrio de carga e a variação do carregamento do sistema. Em função da invariância da estimativa da R_F para as diferentes combinações de fases do defeito, são apresentados os resultados relativos a apenas uma das possíveis combinações de fase para cada tipo de distúrbio analisado.

9.3.6.1 Condição de Carga Desequilibrada

Os resultados relativos às estimativas das resistências de falta produzidos pela ‘Condição 3’, onde foi simulado um desequilíbrio de $\pm 10\%$ no carregamento do sistema em relação à carga da fase *b*, são expostos através das Tabelas 24 e 25. Com base nesses resultados, é possível concluir que o desequilíbrio do sistema não exerce influência significativa na formulação da R_F . Comparando os resultados da condição de carga desequilibrada perante os erros relativos à condição de carga equilibrada, verifica-se que não ocorrem variações significativas.

Tabela 24: Resultados das estimativas de resistência de falta para defeitos do tipo fase-terra e fase-fase para carga desequilibrada.

Falta	R_F [Ω]	Erro Médio [Ω]	Erro Máximo [Ω]
Fase-terra (A-g)	0	0,00	0,01
	10	0,00	0,00
	20	0,00	0,00
	50	0,02	0,03
	100	0,07	0,12
Fase-fase (BC)	0	0,02	0,04
	10	0,02	0,04
	20	0,02	0,05
	50	0,02	0,07
	100	0,05	0,12

Tabela 25: Resultados das estimativas de resistências de falta para defeitos fase-fase-terra e trifásicos para carga desequilibrada.

Falta	R_F	Erro Médio [Ω]			Erro Máximo [Ω]		
		R_{Fa}	R_{Fb}	R_{Fc}	R_{Fa}	R_{Fb}	R_{Fc}
AC-g	0	0,00	-	0,01	0,01	-	0,04
	10	0,01	-	0,02	0,02	-	0,05
	20	0,02	-	0,02	0,03	-	0,06
	50	0,03	-	0,04	0,05	-	0,09
	100	0,07	-	0,07	0,12	-	0,21
ABC-g	0	0,01	0,04	0,04	0,02	0,07	0,07
	10	0,02	0,04	0,05	0,03	0,08	0,09
	20	0,02	0,05	0,06	0,04	0,10	0,10
	50	0,01	0,06	0,07	0,06	0,13	0,13
	100	0,10	0,04	0,07	0,23	0,23	0,26

9.3.6.2 Condição de Variação de Carga

A influência do processo de atualização do carregamento do sistema conforme a variação medida na subestação foi realizada novamente através dos estudos de caso 4 e 5, e demonstrada através das Tabelas 26 a 29. De forma idêntica ao apresentado na seção 9.2.6.2, a variação do carregamento medida na subestação do sistema foi distribuída uniformemente entre todas as cargas do sistema, embora a variação da carga tenha ocorrido em apenas seis pontos de carga.

Os resultados obtidos para a condição de aumento de 20% da carga nas barras 2, 4, 6, 8, 10 e 11 são expostos pelas Tabelas 26 e 27. Nesta condição operativa, se observa um aumento dos erros referentes às estimativas da R_F para todos os tipos de falta, ao compará-los

aos estudos de caso onde a carga do sistema é conhecida. Por sua vez, novamente o erro máximo produzido pela formulação é considerado desprezível, sendo equivalente a $0,52 \Omega$ e obtido para uma falta trifásica com $R_F = 100 \Omega$.

Tabela 26: Resultados das estimativas de resistências de falta para faltas fase-terra e fase-fase em condição de aumento de carga.

Falta	$R_F [\Omega]$	Erro Médio $[\Omega]$	Erro Máximo $[\Omega]$
Fase-terra (A-g)	0	0,00	0,01
	10	0,00	0,00
	20	0,01	0,01
	50	0,06	0,10
	100	0,26	0,41
Fase-fase (BC)	0	0,02	0,04
	10	0,02	0,04
	20	0,02	0,04
	50	0,02	0,04
	100	0,16	0,31

Tabela 27: Resultados das estimativas de resistências de falta para defeitos fase-fase-terra e trifásicos em condição de aumento de carga.

Falta	R_F	Erro Médio $[\Omega]$			Erro Máximo $[\Omega]$		
		R_{Fa}	R_{Fb}	R_{Fc}	R_{Fa}	R_{Fb}	R_{Fc}
AC-g	0	0,00	-	0,01	0,01	-	0,04
	10	0,01	-	0,02	0,02	-	0,04
	20	0,02	-	0,02	0,03	-	0,04
	50	0,05	-	0,04	0,07	-	0,10
	100	0,12	-	0,24	0,28	-	0,36
ABC-g	0	0,01	0,04	0,04	0,02	0,07	0,07
	10	0,01	0,04	0,05	0,02	0,08	0,08
	20	0,01	0,04	0,05	0,02	0,08	0,09
	50	0,06	0,03	0,03	0,10	0,08	0,06
	100	0,26	0,26	0,21	0,52	0,36	0,31

Os resultados associados à estimativa das resistências de falta para a condição de redução da carga são apresentados nas Tabelas 28 e 29. A análise desses resultados comprova a influência da variação da carga perante o cálculo da resistência de falta. Entretanto, para a condição de redução da carga, os erros obtidos foram superiores aos obtidos para a condição de aumento de carga. Nesta condição, o máximo erro produzido pela formulação foi equivalente a $1,03 \Omega$ e fora obtido para uma falta do tipo fase-terra com $R_F = 100 \Omega$. Embora tenha sido verificada uma maior influência da redução da carga, os erros obtidos podem ainda ser considerados desprezíveis, tendo em vista que o máximo erro calculado representa uma incerteza percentual de aproximadamente 1%.

Tabela 28: Resultados das estimativas de resistências de falta para faltas fase-terra e fase-fase em condição de redução de carga.

Falta	$R_F [\Omega]$	Erro Médio $[\Omega]$	Erro Máximo $[\Omega]$
Fase-terra (A-g)	0	0,00	0,01
	10	0,00	0,01
	20	0,02	0,04
	50	0,14	0,23
	100	0,58	1,03

Falta	R_F [Ω]	Erro Médio [Ω]	Erro Máximo [Ω]
Fase-fase (BC)	0	0,02	0,04
	10	0,02	0,04
	20	0,02	0,04
	50	0,02	0,04
	100	0,16	0,31

Tabela 29: Resultados das estimativas de resistências de falta para faltas fase-fase-terra e trifásicas em condição de redução de carga.

Falta	R_F	Erro Médio [Ω]			Erro Máximo [Ω]		
		R_{Fa}	R_{Fb}	R_{Fc}	R_{Fa}	R_{Fb}	R_{Fc}
AC-g	0	0,00	-	0,01	0,01	-	0,04
	10	0,02	-	0,02	0,03	-	0,04
	20	0,03	-	0,03	0,05	-	0,06
	50	0,11	-	0,09	0,22	-	0,15
	100	0,43	-	0,29	0,77	-	0,40
ABC-g	0	0,01	0,04	0,04	0,02	0,07	0,07
	10	0,01	0,05	0,05	0,03	0,09	0,09
	20	0,01	0,07	0,07	0,05	0,12	0,12
	50	0,11	0,16	0,15	0,17	0,27	0,24
	100	0,48	0,44	0,38	0,74	0,67	0,53

9.3.7 Análise Geral da Estimativa da Resistência de Falta Proposta

A partir dos resultados apresentados ao longo desta seção, é possível concluir que a formulação proposta para a estimativa da resistência de falta atende os objetivos desejados, permitindo a sua utilização de forma genérica em distúrbios ocorridos em sistemas elétricos de distribuição subterrâneos.

Com base nos resultados produzidos pelo algoritmo, verifica-se que a formulação calcula as estimativas da R_F com elevada ordem de precisão em todas as condições de teste analisadas. Dentre os aspectos discutidos, é possível observar que a metodologia é influenciada principalmente pelos efeitos do valor da resistência de falta e da variação do carregamento, embora, em ambos os casos, os erros obtidos sejam considerados desprezíveis, com incertezas máximas na ordem de 1%. A influência do efeito da variação de carga é resultado da suposição adotada pelo esquema proposto, onde a variação do carregamento medido na subestação é ponderada de forma uniforme entre cada uma das cargas, independentemente se houve variação em todos os pontos de carga. A existência de informações precisas referentes às variações de cada ponto de carga permitiria a modificação de apenas um grupo de carga, minimizando os erros obtidos. A influência do valor da resistência de falta, por sua vez, é resultado da influência da componente reativa, a qual é introduzida pelo processo de estimativa da corrente de carga.

Em face da indisponibilidade de formulações específicas para a determinação da resistência de falta em sistemas de distribuição, os erros inerentes à formulação são considerados adequados a esta aplicação, auxiliando em estudos relacionados à análise de curto-circuito e à proteção de sistemas elétricos de potência.

9.4 ESTIMATIVA DA LOCALIZAÇÃO DO DEFEITO X ESTIMATIVA DA RESISTÊNCIA DE FALTA

Conforme exposto no Capítulo 7, o esquema de localização de defeitos proposto disponibiliza, através de expressões matemáticas independentes, as estimativas referentes à distân-

cia e as resistências de falta da perturbação analisada. Embora tais equações sejam oriundas de um mesmo desenvolvimento matemático, além de compartilharem o mesmo processo iterativo, o nível de incerteza associado às estimativas da distância e das resistências de falta é distinto. Conforme observado nas seções 9.3 e 9.4, a estimativa da distância da falta apresenta uma maior suscetibilidade perante aspectos como o carregamento do sistema, a resistência, a distância e o ângulo de incidência de falta.

Esta diferença é resultante da influência distinta do erro relativo à corrente de falta perante as expressões matemáticas de ambas as estimativas. Conforme comprovado no Capítulo 7, as expressões matemáticas para o cálculo da distância de falta são dependentes unicamente da corrente de falta e de modo mais específico, de seu argumento. Por sua vez, a existência de erros aditivos associados à corrente de falta influencia de forma distinta as equações referentes à distância e as resistências de falta.

De modo a visualizar a influência do erro aditivo, pode-se utilizar como exemplo a formulação matemática para uma falta do tipo fase-terra, conforme proposto em (FILOMENA et al., 2008b) e considerar a corrente de falta expressa por:

$$I_{F_m(r)} = I_{F_m(r)} + \varepsilon_1 \quad (9.4)$$

$$I_{F_m(i)} = I_{F_m(i)} + \varepsilon_2 \quad (9.5)$$

onde I_{F_m} é a corrente de falta da fase m ; ε_1 e ε_2 são os erros associados às componentes reais e imaginárias da corrente de falta; e os subíndices (r) e (i) indicam as componentes reais e imaginárias das grandezas.

Substituindo as expressões (9.4) e (9.5) nas equações para o cálculo da distância e da resistência de faltas do tipo fase-terra, resulta em:

$$x = \frac{V_{Sf_m(r)} \cdot I_{F_m(i)} - V_{Sf_m(i)} \cdot I_{F_m(r)} + [\varepsilon_2 \cdot V_{Sf_m(r)} - \varepsilon_1 \cdot V_{Sf_m(i)}]}{M_1 \cdot I_{F_m(i)} - M_2 \cdot I_{F_m(r)} + [\varepsilon_2 \cdot M_1 - \varepsilon_1 \cdot M_2]} \quad (9.6)$$

$$R_{F_m} = \frac{M_1 \cdot V_{Sf_m(i)} - M_2 \cdot V_{Sf_m(r)}}{M_1 \cdot I_{F_m(i)} - M_2 \cdot I_{F_m(r)} + [\varepsilon_2 \cdot M_1 - \varepsilon_1 \cdot M_2]} \quad (9.7)$$

onde:

$$M_1 = \sum_{k=\{a,b,c\}} [z_{ak(r)} \cdot I_{X_k(r)} - z_{ak(i)} \cdot I_{X_k(i)}] \quad (9.8)$$

$$M_2 = \sum_{k=\{a,b,c\}} [z_{ak(r)} \cdot I_{X_k(i)} + z_{ak(i)} \cdot I_{X_k(r)}] \quad (9.9)$$

As expressões (9.6) e (9.7) podem ser reescritas de forma sintética por (9.10) e (9.11), respectivamente:

$$x = \frac{V_{Sf_m(r)} \cdot I_{F_m(i)} - V_{Sf_m(i)} \cdot I_{F_m(r)}}{\beta} + \frac{\alpha}{\beta} \quad (9.10)$$

$$R_{F_m} = \frac{M_1 \cdot V_{Sf_m(i)} - M_2 \cdot V_{Sf_m(r)}}{\beta} \quad (9.11)$$

onde:

$$\alpha = \varepsilon_1 \cdot V_{Sf_m(r)} - \varepsilon_2 \cdot V_{Sf_m(i)} \quad (9.12)$$

$$\beta = M_1 \cdot I_{F_m(i)} - M_2 \cdot I_{F_m(r)} + [\varepsilon_2 \cdot M_1 - \varepsilon_1 \cdot M_2] \quad (9.13)$$

Com base nas expressões (9.10) e (9.11), é possível concluir que um erro aditivo na corrente de falta implica um mesmo erro percentual tanto para o cálculo das estimativas da distância quanto para a resistência de falta, o qual está associado ao termo $1/\beta$ em ambas as expressões matemáticas. Entretanto, a equação referente à distância da falta possui um segundo termo associado ao erro aditivo da corrente de falta, expresso por α/β .

Logo, o efeito de um erro aditivo na corrente de falta afeta de forma mais significativa a estimativa da distância da falta. Com base nesta afirmação, é justificada a maior precisão obtida para as estimativas das resistências de falta em relação à distância do defeito, conforme observado ao longo deste capítulo.

9.5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O presente capítulo abordou a análise do desempenho do esquema de localização proposto para a localização de defeitos em sistemas elétricos subterrâneos. De modo a avaliar a precisão da formulação frente à metodologia similares de localização de defeitos em SDE, foram inicialmente realizados testes com a formulação apresentada em (LEE et al., 2004), até então considerada como estado-da-arte para a localização de faltas em sistemas de distribuição. Entretanto, em função da formulação, desprezar a componente capacitiva dos parâmetros de linha, característica típica de sistemas subterrâneos, verifica-se que as estimativas produzidas pela formulação são inadequadas a tal aplicação, em função dos elevados erros associados, provocando um fenômeno de subbalance.

De modo a superar as limitações apresentadas pelo método de (LEE et al., 2004), a formulação proposta apresenta uma extensão a esta formulação, através da utilização de uma compensação da componente capacitiva, proporcional à distância da falta, além de considerar a localização do defeito em ramificações laterais através do uso de sistemas equivalentes. Com base nos diferentes estudos de caso realizados, foi verificado que a formulação produz um desempenho satisfatório para a localização de defeitos em alimentadores subterrâneos. Embora a formulação seja influenciada por elementos como resistência, distância da falta, ângulo de incidência, tipo e combinação de fases da falta, os erros mensurados atendem aos requisitos para o processo de localização baseado no cálculo de impedância aparente a partir de dados de apenas um terminal. Tendo em vista a característica tipicamente desequilibrada de sistemas de distribuição de energia, bem como de constantes variações da carga, esses dois aspectos também foram avaliados. Conclui-se que o efeito do carregamento desequilibrado influencia a estimativa da distância da falta, porém de forma limitada. Entretanto, em condições de variação de carga, o algoritmo de LDF produziu os maiores erros obtidos ao longo dos testes realizados. Tal incerteza é resultante da suposição utilizada para a distribuição da variação de carregamento, o qual foi considerado uniforme entre todas as cargas do sistema, independentemente da variação individual. A existência de medidas em cada ponto de carga ou, ainda, de curvas específicas para a descrição do comportamento dos grupos de carga conforme data e horário tende a minimizar os erros produzidos.

O esquema de localização também teve seu desempenho avaliado para a estimativa da resistência de falta. Os casos analisados permitiram observar um desempenho preciso em todas as condições de testes. A formulação apresentou uma elevada imunidade para todos os aspectos avaliados, resultando em erros máximos na ordem de 1%. De forma similar ao processo de localização de defeitos, o cálculo da resistência de falta é influenciado principalmente pelo valor da resistência de falta e da variação do carregamento do sistema.

A análise dos resultados obtidos para a distância e a resistência da falta permite ainda afirmar que o esquema proposto para a localização de defeitos é afetado diretamente pelo processo de determinação dos sistemas equivalentes, o qual influencia o procedimento de estimação das correntes de falta e de carga durante a perturbação. Apesar da incerteza associada à corrente de falta apresentar influências distintas nas expressões matemáticas referentes à distância e à resistência de falta, este elemento representa a principal fonte de erro da metodologia proposta e é observável nos testes relativos à influência da resistência de falta e variação do carregamento do sistema.

10 CONCLUSÕES

A localização de defeitos em sistemas de distribuição subterrâneos tem sido tema pouco explorado por pesquisadores de sistemas elétricos de potência. Apesar de submetidos normalmente a defeitos de natureza permanente, provocados principalmente pelo fenômeno *water-treeing*, a localização de faltas nesses sistemas tem sido realizada através de métodos clássicos de pré-localização e apontamento. Tais metodologias são realizadas em campo pelas equipes de manutenção com a linha desenergizada, exigindo o seccionamento de trechos do alimentador até a identificação do defeito. Esse procedimento retarda o processo de restabelecimento e prejudica a imagem da distribuidora de energia elétrica, além de penalizá-la financeiramente através da energia não-suprida e por penalizações associadas aos índices de interrupção do tipo DEC/DIC/DMIC.

Com a crescente digitalização dos esquemas de proteção de sistemas elétricos, uma gama diversificada de novas funcionalidades tem sido incorporada aos relés de proteção. Entre elas, destacam-se a existência de algoritmos para a localização de defeitos e a gravação dos registros de perturbação. Embora uma vasta variedade de algoritmos e técnicas para a localização automática de faltas tenha, a partir de então, sido proposta para a aplicação em linhas de transmissão e distribuição de energia, a influência de características típicas de cabos subterrâneos não foi tratada ou analisada pelos respectivos autores.

Motivado por estes fatos, este trabalho apresentou um esquema de localização de defeitos para sistemas de distribuição subterrâneos com base em um algoritmo iterativo. A formulação proposta estende o desenvolvimento matemático exposto em (LEE et al., 2004), o qual tem como base a determinação da distância de falta através do cálculo da impedância aparente durante a perturbação, utilizando as componentes fundamentais dos sinais de tensão e corrente. Para tanto, foi adicionada a esta formulação uma estimativa da componente capacitiva, em face da existência de uma componente capacitiva não-desprezível e uniformemente distribuída ao longo de cabos subterrâneos. A metodologia propôs, ainda, a localização de defeitos em ramificações laterais através do uso de sistemas radiais equivalentes. Ou seja, para cada ramificação lateral, um sistema equivalente é calculado, onde as ramificações laterais que não serão analisadas em um determinado sistema equivalente são representadas por impedâncias equivalentes, calculadas a partir de rotinas de fluxo de potência trifásico e três condições distintas de operação no período pré-falta, de modo a representar a natureza desequilibrada de SDE. Considerando ainda o comportamento variável da carga ao longo do tempo, o esquema propôs uma compensação da variação do carregamento medida na subestação, através de uma ponderação uniforme da variação observada entre todos os blocos de carga.

Ao longo da realização deste trabalho não foram encontradas referências a outros trabalhos que compartilhem do tema e da abordagem adotados. Sendo assim, a metodologia proposta pode ser considerada inédita. De modo a avaliar o desempenho da formulação proposta, foi implementada a metodologia apresentada em (LEE et al., 2004), a qual foi desenvolvida especialmente para aplicação em sistemas de distribuição. A análise de desempenho foi realizada através da simulação de inúmeras condições de falta através do simulador de transitórios eletromagnéticos EMTP-RV, utilizando, como sistema teste, dados reais de um alimentador subterrâneo existente da região central de Porto Alegre e pertencente à CEEE-D. Para representar de forma fidedigna o comportamento eletromagnético dos cabos subterrâneos, o alimentador teste PL1 foi simulado através do modelo de linha de parâmetros distribuídos FDQ.

Os resultados obtidos da implementação de ambas as metodologias foram expostos no Capítulo 9 desta dissertação. A avaliação dos resultados permite concluir que o método apresentado em (LEE et al., 2004) não é aplicável a sistemas caracterizados pela componente capacitiva não-desprezível, tal como sistemas subterrâneos. Com base nos estudos de caso reali-

zados, foi observada uma elevada incerteza associada à estimativa da distância da falta quando submetidas a faltas com resistência de falta não-desprezíveis (acima de 10Ω). Esta incerteza é resultado do efeito da componente capacitiva, a qual introduz um efeito de subalcançe à formulação, resultando em erros de até 99% do comprimento total da linha, caracterizando um desempenho insatisfatório.

A formulação proposta, por sua vez, apresentou resultados encorajadores. Seu desempenho foi considerado adequado, reduzindo de forma considerável os erros obtidos por (LEE et al., 2004). Embora os erros obtidos em determinadas condições atinjam a ordem de centenas de metros, esses valores são considerados como aceitáveis. Segundo (SHORT, 2004), a ordem de grandeza associada aos processos de localização de defeitos deve abranger a seção de linha entre duas caixas de inspeção com pontos de conexão, uma vez que em tais condições é usual a substituição completa do trecho de linha defeituoso, otimizando o processo de resta-belecimento.

A partir dos resultados obtidos também é possível concluir que a formulação é dependente de fatores como resistência, distância e ângulo de incidência, tipo e combinação de fases da falta, além de variações perante o carregamento do sistema. Dentre esses aspectos analisados, verificou-se que o efeito relacionado à resistência de falta e ao carregamento do sistema afeta de forma mais intensa a formulação. Tal constatação é resultado de incertezas inerentes ao processo de estimativa da corrente de carga, a qual influencia diretamente o cálculo da corrente de falta e, por consequência, a determinação da distância do defeito, conforme comprovado no Capítulo 7. Tais incertezas são provenientes das suposições adotadas para a obtenção dos sistemas equivalentes, como a modelagem de cargas e linhas através de impedâncias equivalentes obtidas a partir de um fluxo de potência trifásico, baseado na técnica *ladder* e calculado a partir dos dados da condição pré-falta. O uso de procedimentos com maior ordem de precisão para a determinação dos sistemas equivalentes ou, ainda, de processos que reproduzissem a condição de carga durante a falta, tenderia a reduzir a incerteza introduzida pela estimativa da corrente de carga.

A metodologia proposta também apresentou uma elevada dependência perante o carregamento do sistema. Embora a formulação contenha um processo para a análise da variação do carregamento e conseqüente compensação, esse procedimento realiza a compensação da oscilação de forma igualitária a todas as cargas do sistema, introduzindo erros pontuais em todos os blocos de carga, além de alterar a configuração de todo o sistema. Devido a essa compensação uniforme, a incerteza associada a este aspecto é amplificada nos pontos onde estão localizadas as cargas que sofreram modificações. O desenvolvimento de métodos de correlação entre a variação de cada bloco de carga, com a variação observada na subestação, tende a reduzir essas inconformidades. Embora de custos de implantação mais elevados, a disponibilidade de medições sincronizadas em cada bloco de carga e derivações da rede permitiria a utilização dos dados reais medidos durante o evento, eliminando os erros associados à variação da carga, bem como dos processos de estimativa dos sistemas equivalentes.

Além dos aspectos citados, o esquema de localização de defeitos é dependente dos dados de linha, através das matrizes de admitância *shunt* e impedância série. Neste trabalho, estes parâmetros foram calculados pela varredura no espectro de frequência (*frequency scan*) disponível no EMTP-RV para a frequência fundamental do sistema.

Embora o foco principal do esquema de diagnóstico de faltas seja a determinação da distância do defeito, a formulação proposta disponibiliza também a estimativa das resistências de falta. O conhecimento da estimativa da resistência de falta pode auxiliar durante o processo de localização, refinando a estimativa calculada pelo algoritmo, ou mesmo validá-la através de simulações da rede por técnicas de análise de curto-circuito, conforme proposto pelo autor em (FILOMENA et al., 2008a). Tais informações também podem ser utilizadas para a compensação da resistência de falta em relés de distância, conforme proposto em (FILOMENA et

al., 2008b) ou, ainda, em estudos de pós-ocorrência relativos às causas de perturbações. Pode-se concluir, também, que a formulação utilizada para a estimativa da resistência da falta apresenta uma maior imunidade aos erros associados ao algoritmo do que a utilizada para o cálculo da distância da falta.

O desempenho do processo de estimativa da resistência de falta também foi considerado satisfatório, resultando em erros desprezíveis para todas as condições de teste analisadas e influenciada de forma reduzida frente aos aspectos de resistência, distância, ângulo de incidência, tipo e combinações de fases da falta, bem como do carregamento do sistema.

Cabe ainda salientar que os erros descritos ao longo desta dissertação se referem exclusivamente às incertezas associadas ao algoritmo iterativo e aos processos que fazem parte do esquema de localização, como estimativa das componentes fundamentais, determinação de sistemas equivalentes e da análise de fluxo de potência. No entanto, erros inerentes às tolerâncias dos equipamentos de medição, como transformadores de corrente e de potencial, tendem a aumentar a imprecisão do esquema de LDF em aplicações reais.

Sendo assim, conclui-se que o esquema de localização proposto é inovador, com resultados promissores tanto para a estimativa da distância da falta, quanto para a determinação da resistência da falta, digna de novos desenvolvimentos e adaptações futuras. A abordagem adotada permite, ainda, a implantação em qualquer sistema radial, de forma genérica sem a necessidade de treinamentos específicos a cada sistema, nem da necessidade de equipamentos de aquisição de dados com altas taxas de amostragem, demandando somente dados e medições típicas, como os sinais de tensão e corrente trifásicos, dados de linha e de carga. A utilização de tal metodologia em campo tende a reduzir o tempo de restabelecimento do sistema, além de otimizar a utilização da mão-de-obra aos processos de localização, garantindo a minimização das perdas das concessionárias de distribuição de energia elétrica, através da redução dos indicadores de duração de interrupção DEC/DIC/DMIC.

10.1 SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS

Embora este trabalho apresente contribuições relevantes cientificamente para o tópico de localização de defeitos em sistemas subterrâneos, inúmeras contribuições podem ser incorporadas a este estudo. Tendo em vista o aperfeiçoamento do esquema de localização proposto, tornando-o mais eficaz, confiável e com menores erros associados, são sugeridos os seguintes tópicos para dar continuidade a este trabalho:

- Validação da metodologia proposta a partir de dados de faltas reais.
- Avaliação do desempenho da metodologia para sistemas de distribuição aéreos.
- Desenvolvimento e implementação de técnicas para a determinação dos sistemas equivalentes com maior grau de precisão.
- Avaliação do desempenho da formulação em faltas de alta impedância e faltas lineares com resistência de falta variável ao longo do tempo.
- Desenvolvimento de técnica de compensação da variação da carga para cada bloco de carga, considerando dados históricos.
- Desenvolvimento de técnica baseada em análise de curto-circuito, registro de perturbação e das informações de distância e resistência da falta, para a definição da correta distância do defeito entre as n estimativas disponibilizadas pelo algoritmo de LDF.
- Expansão da metodologia para a inclusão de geração distribuída.
- Aperfeiçoamento nos modelos dos elementos do sistema, visando à implementação de fontes geradoras de conteúdo harmônico, como cargas não-lineares e o efeito da curva de saturação de transformadores de distribuição e de corrente.

ANEXO A – REDUÇÃO DE KRON

A redução Kron (KRON, 1952) tem como objetivo a redução da dimensão de matrizes de impedância série de linhas de transmissão, obtidas a partir das Equações de Carson, de ordem $n \times n$ para dimensões de 3×3 , convencionais a aplicações de sistemas elétricos de potência. O procedimento de redução matricial proposto por Kron é fundamentado na Lei das Malhas de Kirchoff.

Supondo um sistema de distribuição, composto por quatro condutores, sendo três condutores de fase e um condutor de neutro, conforme ilustrado na Figura 77, o equacionamento deste circuito elétrico resulta em (KERSTING, 2002):

$$\begin{bmatrix} V_{ag} \\ V_{bg} \\ V_{cg} \\ V_{ng} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V'_{ag} \\ V'_{bg} \\ V'_{cg} \\ V'_{ng} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} z_{aa} & z_{ab} & z_{ac} & z_{an} \\ z_{ba} & z_{bb} & z_{bc} & z_{bn} \\ z_{ca} & z_{bc} & z_{cc} & z_{cn} \\ z_{na} & z_{nb} & z_{nc} & z_{nn} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_a \\ I_b \\ I_c \\ I_n \end{bmatrix} \quad (\text{A.1})$$

Onde:

- V_{mg} tensão no terminal emissor do condutor m em relação à terra;
- V'_{mg} tensão no terminal receptor do condutor m em relação à terra;
- I_m corrente do condutor m ;
- z_{ii} impedância própria por unidade de comprimento do condutor i ;
- z_{ij} impedância mútua por unidade de comprimento entre os condutores i e j ;
- m condutores a, b, c, n .

De forma a simplificar a notação utilizada, a expressão (A.1) pode ser reescrita através do agrupamento das matrizes semelhantes, conforme (A.2):

$$\begin{bmatrix} [V_{abc}] \\ [V_{ng}] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [V'_{abc}] \\ [V'_{ng}] \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} [z_{ij}] & [z_{in}] \\ [z_{nj}] & [z_{nn}] \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} [I_{abc}] \\ [I_n] \end{bmatrix} \quad (\text{A.2})$$

Sendo:

- $[V_{abc}]$ vetor de tensões no terminal emissor dos condutores a, b e c em relação à terra;
- $[V_{ng}]$ tensão no terminal emissor do condutor de neutro em relação à terra;
- $[V'_{abc}]$ vetor de tensões no terminal receptor dos condutores a, b e c em relação à terra;
- $[V'_{ng}]$ tensão no terminal receptor do condutor neutro em relação à terra;
- $[I_{abc}]$ vetor de correntes dos condutores a, b e c em relação à terra;
- $[I_n]$ corrente do condutor n ;
- $[z_{ij}]$ matriz de impedância por unidade de comprimento entre os condutores i e j ;
- $[z_{in}]$ matriz de impedância por unidade de comprimento dos condutores i e n ;
- $[z_{nj}]$ matriz de impedância por unidade de comprimento dos condutores de n e j ;
- $[z_{nn}]$ impedância própria por unidade de comprimento do condutor n ;
- i, j condutores a, b, c .

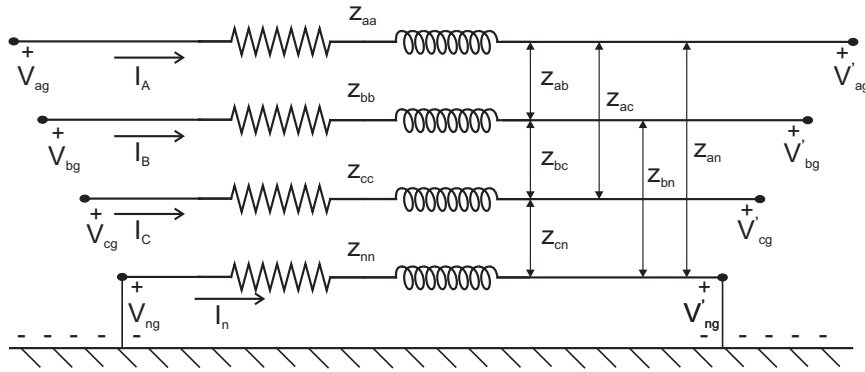


Figura 77: Segmento de linha com 4 condutores.

Considerando o neutro solidamente aterrado, as respectivas tensões dos condutores de neutro em ambos os terminais (V'_{ng} e V_{ng}) são nulas. Logo, desagrupando (A.2) e considerando tal condição são obtidas as expressões (A.3) e (A.4) (KERSTING, 2002).

$$[V_{abc}] = [V'_{abc}] + [z_{ij}] \cdot [I_{abc}] + [z_{in}] \cdot [I_n] \quad (\text{A.3})$$

$$[0] = [0] + [z_{nj}] \cdot [I_{abc}] + [z_{nn}] \cdot [I_n] \Rightarrow [I_n] = -[z_{nn}]^{-1} \cdot [z_{nj}] \cdot [I_{abc}] \quad (\text{A.4})$$

Substituindo o resultado obtido através de (A.4) em (A.3), resulta na relação entre as tensões o vetor de tensões V_{abc} e o vetor de correntes I_{abc} :

$$[V_{abc}] = [V'_{abc}] + ([z_{ij}] - [z_{in}] \cdot [z_{nn}]^{-1} \cdot [z_{nj}]) \cdot [I_{abc}] \Rightarrow [V_{abc}] = [V'_{abc}] + [z_{abc}] \cdot [I_{abc}] \quad (\text{A.5})$$

Portanto, por meio da redução de Kron, expressa por (A.6) obtém-se uma matriz de impedância por unidade de comprimento, de dimensões 3 x 3 (KERSTING, 2002).

$$[z_{abc}] = [z_{ij}] - [z_{in}] \cdot [z_{nn}]^{-1} \cdot [z_{nj}] = \begin{bmatrix} z_{aa} & z_{ab} & z_{ac} \\ z_{ba} & z_{bb} & z_{bc} \\ z_{ca} & z_{cb} & z_{cc} \end{bmatrix} \quad (\text{A.6})$$

REFERÊNCIAS

ALMEIDA, P.; PRADA, R. **Esquemas de Proteção de Sistemas de Energia Elétrica**. Rio de Janeiro, RJ: EPUB, 2005. 308p.

ALTUVE, H. J. F.; DIAZ, I. V.; VAZQUEZ, E. M. Fourier and Walsh Digital Filtering Algorithms for Distance Protection. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 11, n. 1, p. 457 – 462, Feb. 1996.

AMETANI, A. A General Formulation of Impedance and Admittance of Cables. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, New York, v. PAS-99, n. 3, p. 902 – 910, May 1980.

ANDERSON, P. M. **Analysis of Faulted Power Systems**. New York, NY: IEEE, 1995. 540 p.

ANDERSON, P. M. **Power System Protection**. New Jersey, NJ: Wiley – Interscience, 1999. 1305 p.

APOSTOLOV, A.; THOLOMIER, D. Impact of IEC 61850 on Power System Protection. In: POWER SYSTEMS CONFERENCE AND EXPOSITION, 6., 2006, Atlanta. **Anais...** [S.l], 2006. p.1053 – 1058.

ARAÚJO, A. E; NEVES, W. L. A. **Cálculo de Transitórios Eletromagnéticos em Sistemas de Energia**. Belo Horizonte, MG: Editora UFMG, 2005. 260 p.

AURANGZEB, M.; CROSSLEY, P. A.; GALE, P. Fault Location Using the High Frequency Travelling Waves Measured at a Single Location on a Transmission Line. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON DEVELOPMENTS IN POWER SYSTEM PROTECTION, 7., 2001, Amsterdam. **Proceedings...** [S.l], 2001. p. 403 – 406.

BALCEREK, P.; IZYKOWSKI, J. Improved Unsynchronized Two-End Algorithm for Locating Faults in Power Transmission Lines. In: IEEE BOLOGNA POWERTECH CONFERENCE, 2003. **Proceedings...** [S.l], 2003. v. 3.

BASCOM III, E. C.; DOLLEN, D. W. Von; NG, H. W. Computerized Underground Cable Fault Location Expertise. In: POWER ENGINEERING SOCIETY TRANSMISSION AND DISTRIBUTION CONFERENCE, 1994, Chicago. **Proceedings...** [S.l], 1994. p. 376 – 381.

BISHOP, M. T.; JONES, A. G.; ISRAEL, W. F. Overcurrent Protection Alternatives For Underground Distribution Systems. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 10, n. 1, p. 252-257, Jan. 1995.

BLACKBURN, J. L. **Protective Relaying: Principles and Applications**. New York, NY: Marcel Dekker, 1998. 538 p.

BO, Z. Q.; WELLER, G.; REDFERN, M. A. Accurate Fault Location Technique for Distribution System Using Fault-Generated High-Frequency Transient Voltage Signals. **IEE Proceedings – Generation, Transmission and Distribution**, London, v. 146, n. 1, p. 73 – 79, Jan. 1999.

BOLLEN, M. H. J. **Understanding Power System Quality Problems**. New Jersey, NJ: Wiley – Interscience, 2000. 541 p.

BRETAS, A. S. et al. Metodologia Baseada em Redes Neurais Artificiais para Detecção e Localização de Falhas de Alta Impedância em Sistemas de Distribuição com Geração Distribuída. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE AUTOMÁTICA, XIV, 2006, Salvador. **Anais...** [S.l.], 2006. p. 202-207.

CAMINHA, A. C. **Introdução à Proteção dos Sistemas Elétricos**. São Paulo, SP: Edgar Blücher, 1977. 211p.

CARSON, J. R., Wave Propagation in Overhead Wires with Ground Return. **Bell System Technical Journal**, New York, v. 5, p. 539-554, 1926.

CASTELLANOS, F; MARTÍ, J.R. Full Frequency-Dependent Phase-Domain Transmission Line Model. **IEEE Transactions on Power Systems**, New York, v. 12, n. 3, p. 1331 – 1339, Ago. 1997.

CHEN, C. S; LIU, C. W.; JIANG, J. A. Application of Combined Adaptive Fourier Filtering Technique and Fault Detector to Fast Distance Protection. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 21, n. 2, p. 619-626, Oct. 2006.

CHOI, M. S. et al. A Direct Three-Phase Circuit Analysis-Based Fault Location for Line-to-Line Fault. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 22, n. 4, p. 2541 – 2547, Oct. 2007.

CHOI, M. S. et al. A New Fault Location Algorithm Using Direct Circuit Analysis for Distribution Systems. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 19, n. 1, p. 35 – 41, Jan. 2004.

CHUNJU, F. et al. Application of Wavelet Fuzzy Neural Network in Locating Single Line to Ground Fault (SLG) in Distribution Lines. **International Journal of Electrical Power & Energy Systems**, New York, v. 29, n. 6, p. 497 – 503, July 2007.

COOPER POWER SYSTEM INC.. **Catálogo técnico: Pad Mounted Switchgear – Kyle type VFI Vacuum Fault Interrupter**. [S.l.]. Disponível em: <<http://www.cooperpower.biz/Library/pdf/28510.pdf>>. Acesso em: Dez. 2007.

COSER, J. **Contribuições aos Métodos para Localização de Falhas em Alimentadores de Distribuição**. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) – Programa de Pós Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Santa Catarina, UFSC, Florianópolis, SC, Brasil, 2006. 196 p.

CROW, M.; GROSS, G.; SAUER, P. W. Power System Basics for Business Professionals in our Industry. **IEEE Power & Energy Magazine**, New York, p.16-20, Jan./Feb. 2003.

D'AJUZ, A. et al. **Transitórios Elétricos e Coordenação do Isolamento – Aplicação em Sistemas de Potência de Alta Tensão**. Niterói, Rio de Janeiro: EDUFF, 1987.

DALCASTAGNÊ, A. L. et al. Método Iterativo para Localização de Faltas em Linhas de Transmissão Baseado em Fasores Não-Sincronizados. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE AUTOMÁTICA, 16., 2006, Salvador. **Anais...** [S.l.], 2006.

DARWISH, H. A. A Precise Fault Locator Algorithm with a Novel Realization for MV Distribution Deeders. In: POWER ENGINEERING SOCIETY GENERAL MEETING, 2006, Montreal. **Proceedings...** [S.l.], 2006.

DAS, R. **Determining the Locations of Faults in Distribution Systems**. 1998. Tese (Doutorado em Engenharia) – Department of Electrical Engineering. University of Saskatchewan, Saskatoon, Canadá, 1998. 206 p.

DAS, R.; SACHDEV, M. S.; SIDHU, T. S. A Fault Locator for Radial Subtransmission and Distribution Lines. In: POWER ENGINEERING SOCIETY SUMMER MEETING, 2000, Seattle. **Proceedings...** [S.l.], 2000. v. 1, p. 443 – 448.

DELMONT FILHO, O. **Um Algoritmo para Detecção, Localização e Classificação de Distúrbios na Qualidade da Energia Elétrica Usando a Transformada Wavelet**. 2007. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) – EESC-USP, São Carlos, SP. 209p.

DELMONT FILHO, O. **Utilização da Transformada Wavelet para Caracterização de Distúrbios na Qualidade da Energia Elétrica**. 2003. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – EESC-USP, São Carlos, SP, Brasil. 92p.

DOMMEL, H. **Electro-Magnetic Transients Program (EMTP) Theory Book**. Portland, USA: University of British Columbia, 1995. 483p.

DUGAN, R.C; McGRANAGHAN, M. F.; BEATY, H. W. **Electrical Power System Quality**. New York, NY: McGraw – Hill, 1996. 265p.

EISSA, M. M. Ground Distance Relay Compensation Based on Fault Resistance Calculation. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 21, n. 4, p. 1830 – 1835, Oct. 2006.

EKICI, S.; YILDIRIM, S.; POYRAZ, M. Energy and Entropy-Based Feature Extraction for Locating Fault on Transmission Lines by Using Neural Network and Wavelet Packet Decomposition. **Expert Systems with Applications**, New York, v. 34, n. 4, p. 2937 – 2944, May 2008.

ELETRÓBRÁS. **Proteção de Sistemas Aéreos de Distribuição**. Rio de Janeiro: Campus – Eletrobrás, 1982. 233p.

ELGERD, O. I. **Electric Energy System Theory: An Introduction**. New York, NY: McGraw – Hill, 1971. 564p.

EL-HAWARY, M. E. **Electric Energy Systems**. Boca Raton, FL: CRC, 2000. 365p.

ELMORE, W. A. **Protective Relaying: Theory and Applications**. New York, NY: Marcel Dekker, 2003. 410p.

ELNEWEIHI, A. F.; SCHWEITZER, E. O.; FELTIS, M. W. Negative-Sequence Overcurrent Element Application and Coordination in Distribution Protection. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 4, n. 3, p. 915-924, July 1993.

EMANUEL, A. E. et al. High Impedance Fault Arcing on Sandy Soil in 15 kV Distribution Feeders: Contribution to the Evaluation of the Low Frequency Spectrum. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 5, n. 2, p. 676-686, Apr. 1990.

ERIKSSON, L.; SAHA, M. M.; ROCKEFELLER, G. D. An Accurate Fault Locator With Compensation For Apparent Reactance In The Fault Resistance Resulting From Remote-End Infeed. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, New York, v. PAS – 104, n. 2, p. 423 – 436, Feb. 1985.

FILOMENA, A. D. et al. Ground Distance Relaying with Fault Resistance Compensation for Unbalanced Systems. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York. Aceito para publicação. 2008b.

FILOMENA, A. D. et al. Fault Resistance Influence on Faulted Power Systems with Distributed Generation. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER SYSTEMS TRANSACTIONS, 7., 2007, Lyon. **Proceedings...** [S.l.], 2007.

FILOMENA, A.D. et al. Optimal Fault Analysis Formulation for Unbalanced Distribution Systems Considering Fault Resistance Estimation. In: POWER SYSTEM COMPUTATION CONFERENCE, 16., 2008, Glasgow. **Proceedings...** [S.l.], 2008a. Aceito para publicação.

GALIJASEVIC, Z.; ABUR, A. Fault Location Using Voltage Measurements. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 17, n. 2, p. 441 – 445, Apr. 2002.

GIOVANINI, R.; COURRY, D. V. Um Novo Método para Classificação de Faltas em Linhas de Transmissão Baseado em Reconhecimento de Padrões. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA, 15., 1999. **Anais...** [S.l.], 1999.

GIRGIS, A. A.; FALLON, C. M.; LUBKEMAN, D. L. A Fault Location Technique for Rural Distribution Feeders. **IEEE Transactions on Industry Applications**, New York, v. 29, n. 6, p. 1170 – 1175, Nov.-Dec. 1993.

GIRGIS, A.A.; HART, D.G; PETERSON, W. L. A New Fault Location Technique for Two and Three Terminal Lines. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 7, n. 1, p. 98 – 107, Jan 1992.

GRAINGER, J. J.; STEVENSON JR., W. D. **Power System Analysis**. New York, NY: McGraw-Hill, 1994. 787p.

GROSS, C. A. **Power System Analysis**. New York, NY: John Wiley, 1986. 593 p.

GUIGER, S. **Proteção de Sistemas Aéreos de Distribuição**. Porto Alegre: Sagra, 1988. 344p.

HAYKIN, S. **Redes Neurais: Princípios e Prática**. Porto Alegre, RS: Bookman, 2001.

HOROWITZ, S. H.; PHADKE, A. G. **Power System Relaying**. Tauton, Somerset: Research Studies, 1996. 319p.

IBE, A. O.; CORY, B. J. A Travelling Wave-Based Fault Locator for Two- and Three-Terminal Networks. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 1, n. 2, p. 283 – 288, Apr. 1986.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS. **STD. C37.114: IEEE Guide for Determining Fault Location on AC Transmission and Distribution Lines**. New York, NY, 2005. 36p.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS. **STD. C37.104: IEEE Guide for Automatic Reclosing of Line Circuit Breakers for AC Distribution and Transmission Lines**. New York, NY, 2003. 48p.

INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS. **STD. 100: The Authoritative Dictionary of IEEE Standards Terms**. New York, NY, 2000.

JIANG J. A.; CHEN, C. S; LIU, C. W. A New Protection Scheme for Fault Detection, Direction Discrimination, Classification, and Location in Transmission Lines. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 18, n. 1, p. 34-42, Jan. 2003.

JIANG, J. A. et al. An Adaptive PMU Based Fault Detection/Location Technique for Transmission Lines. I. Theory and Algorithms. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 15, n. 2, p. 486 – 493, Apr. 2000.

JOHNS, A.T.; JAMALI, S. Accurate Fault Location Technique for Power Transmission Lines. **IEE Proceedings – Generation, Transmission and Distribution**, London, v. 137, n. 6, p. 395 – 402, Nov. 1990.

JOTA, F.G; JOTA, P. R. S. High-Impedance Fault Identification Using a Fuzzy Reasoning System. **IEE Proceedings Generation, Transmission and Distribution**, London, v. 145, n. 6, p. 656-661, Nov. 1998.

KAGAN, N; OLIVEIRA, C. C. B.; ROBBA, E. J. **Introdução aos Sistemas de Distribuição de Energia Elétrica**. São Paulo, Brasil: Edgard Blücher, 2005. 328 p.

KERSTING, W. H. **Distribution System Modeling and Analysis**. Boca Raton, FL: CRC, 2002. 314p.

KERSTING, W. H.; PHILLIPS, W. H. Distribution Feeders Line Models. **IEEE Transactions on Industry Applications**, New York, v. 35, n. 4, p. 715 – 720, July-Ago. 1995.

KIM C. et al. Finite Element Analysis of Electric Field Distribution in Water Treated XLPE Cable Insulation (1): The Influence of Geometrical Configuration of Water Electrode for Accelerated Water Treeing Test. **Polymer Testing**, New York, v. 26, n. 4, p. 482-488. Jun. 2007.

KIM, I. D. Experiences and Future Prospects on the Digital Relay Application and Substation Automation. In: IEEE/PES TRANSMISSION AND DISTRIBUTION CONFERENCE AND EXHIBITION: ASIA PACIFIC, 2002, Yokohama. **Anais...** [S.l.], 2002. v.1, p. 613 – 617.

KRON, G., Tensorial Analysis of Integrated Transmission Systems. Part I: The Six Basic Reference Frames. **AIIEE Transactions**, New York, v. 71, 1952.

KUNDUR, P. **Power System Stability and Control**. New York, NY: McGraw-Hill, 1994. 1207 p.

LEE, T., et al. An Intelligent and Efficient Fault Location and Diagnosis Scheme for Radial Distribution System. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 19, n. 2, p. 524 – 532, Apr 2004.

LI, L; REDFERN, M.A. A Review of Techniques to Detect Downed Conductors in Overhead Distribution Systems. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON DEVELOPMENTS IN POWER SYSTEM PROTECTION, 7., 2001, Amsterdam. **Proceedings...** [S.I], 2001. p. 169-172.

LIN, Y.-H; LIU, C.-W. A New DFT-Based Phasor Computation Algorithm for Transmission Line Digital Protection. In: IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exhibition 2002: Asia Pacific, 2002, Yokohama. **Proceedings...** [S.I], 2002. v. 3, p. 1733 – 1737.

MAGNAGO, F. H.; ABUR, A. A Fault Location Using Wavelets. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 13, n. 4, p. 1475 – 1480, Oct. 1998.

MAGNAGO, F. H.; ABUR, A. A New Fault Location Technique for Radial Distribution Systems Based on High Frequency Signals. In: POWER ENGINEERING SOCIETY SUMMER MEETING, 1999, Alberta. **Proceedings...** [S.I], 2000. v. 1, p. 426 – 431.

MAKRAM, E. B; BOU-RABEE, M. A.; GIRGIS, A. A. Three-Phase Modeling of Unbalanced Distribution Systems during Open Conductor and/or Shunt Fault Conditions using Bus Impedance Matrix. **Electric Power System Research**, Amsterdam, n. 13, p. 173-183, 1987.

MALLAT, S; HWANG, W. Singularity Detection and Processing with Wavelets. **IEEE Transactions on Information Theory**, New York, v. 38, n. 2, p. 617–643, Mar. 1992.

MARTÍ, J. R. Accurate Modelling of Frequency-Dependent Transmission Lines in Electromagnetic Transient Simulations. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, New York, v. 1, p. 147-157, Jan. 1982.

MARTÍ, J.R.; MARTÍ, L.; DOMMEL, H. W. Transmission Line Models for Steady-State and Transient Analysis. In: ATHENS POWER TECH, 1993, Athens. **Proceedings...** [S.I], 1993. v. 2, p.744 – 750.

MARTÍ, L. Simulation of Electromagnetic Transients in Underground Cables using the EMTP. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ADVANCES IN POWER SYSTEM CONTROL, OPERATION AND MANAGEMENT, 2., 1993, Hong Kong. **Proceedings...** [S.I], 1993. v.1, p. 147-152.

MARTÍ, L. Simulation of Transients in Underground Cables with Frequency-Dependent Modal Transformation Matrices. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 3, n. 3, p. 1099-1110, July 1988.

MARTINEZ, J.A., GUSTAVSEN, B., DURBAK, D. Parameter Determination for Modeling System Transients – Part I: Overhead Lines. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 20, n. 3, p. 2038 – 2044, July 2005.

MASON, C. R. **The Art & Science of Protective Relaying**. [S.1.] John Wiley, 1956. 346p. Disponível em: <<http://www.geindustrial.com/pm/notes/artsci/>>. Acesso em: Out. 2007.

MCLAREN, P. G.; RAJENDRA, A. Travelling-Wave Techniques Applied to the Protection of Teed Circuits: - Principle of Travelling-Wave Techniques. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, New York, v. PAS-104, n. 12, p. 3544 – 3550, Dec. 1985.

MELLO, F. P. **Proteção de Sistemas Elétricos de Potência**. Santa Maria, RS: UFSM, 1979. 298p.

MEZA, E. B. M. et al. Utilização de um Modelo Neuro-Fuzzy para a Localização de Defeitos em Sistemas de Potência. **SBA Controle & Automação**, Campinas, v. 17, n. 1, p.103–114, Jan. – Mar. 2006.

MOHAMED E. A.; RAO, N. D.; 1995. Artificial Neural Network Based Fault Diagnostic System for Electric Power Distribution Feeders. **Electric Power System Research**, New York, v. 35, n. 1, p. 1-10, Oct. 1995.

MORCHED, A.; GUSTAVSEN, B.; TARTIBI M. A Universal Model for Accurate Calculation of Electromagnetic Transients on Overhead Lines and Underground Cables. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 14, n. 3, p. 1032-1038, July 1999.

MORETO, M. **Localização de Falhas de Alta Impedância em Sistemas de Distribuição de Energia: uma Metodologia Baseada em Redes Neurais Artificiais**. 2005. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – Programa de Pós Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, UFRGS, Porto Alegre, RS, Brasil, 2005. 125 p.

NAGPAL, M.; XU, W.; SAWADA, J. Harmonic Impedance Measurement Using Three-Phase Transients. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 13, n. 1, p. 272 – 277, Jan. 1998.

NAM, S. R. et al. A Modeling Method of a High Impedance Fault in Distribution Systems using Two Series Time-Varying Resistances in EMTP. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 4, n. 3, p. 1175-1180, July 2001.

NOVOSEL, D. et al. Fault Location Using Digital Relay Data. **IEEE Computer Applications in Power**, New York, v. 8, n. 3, p. 45 – 50, July 1995.

NOVOSEL, D. et al. Unsyncronized Two-Terminal Fault Location Algorithm. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 11, n.1, p.130 – 138, Jan. 1996.

OLIVEIRA, K. R. C. et al. Unbalanced Underground Distribution Systems Fault Detection and Section Estimation. **Lecture Notes in Computer Science**, New York, v. 4682, p. 1054 – 1065, 2007.

PANSINI, A. J. **Guide to Electrical Power Distribution Systems**. Boca Raton, FL: CRC, 2005. 264p.

PARENTONI, M. F. C. et al. Comparação dos Métodos de Localização de Falta Baseados na Teoria de Ondas Viajantes e na Medição Fasorial Sincronizada. In: ENCONTRO REGIONAL ÍBERO-AMERICANO DO CIGRÊ, 12., 2007, Foz do Iguaçu. **Anais...** [S.l], 2007.

PATSCH, R.; JUNG, J. Water Trees in Cables: Generation and Detection. **IEEE Proceedings in Science, Measurement and Technology**, London, v.146, n. 5, p.253-259, Set. 1999.

PEREIRA, C. E. M; ZANETTA JR., L. C. Análise Comparativa de Alguns Algoritmos de Localização Digital de Faltas em Linhas de Transmissão. **SBA Controle & Automação**, Campinas, v.11, n. 3, p.135–140, Set. – Dez. 2000.

PHADKE, A. G.; THORP, J. S. **Computer Relaying for Power Systems**. Baldock, Hertfordshire: Research Studies, 1993. 289p.

POWER SYSTEM RELAYING COMMITTEE. EMTP Reference Models for Transmission Line Relay Testing Report. [S.l.]: **Power System Relaying Committee - IEEE Power Engineering Society**, 2004. Disponível em <<http://www.pespsrc.org/Reports>>. Acesso em: Mar. 2008.

RAMOS, M. A. F.; VALLASCO, M. M. B. R.; PACHECO, M. A. Sistema de Identificação e Localização de Faltas em Linhas de Transmissão Baseado em Redes Neurais. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA, 17., 2003, Uberlândia. **Anais...** [S.l], 2003.

SAADAT, H. **Power System Analysis**. New York, NY: McGraw-Hill, 2002. 712p.

SALAT, R.; OSOWSKI, S. Accurate Fault Location in the Power Transmission Line using Support Vector Machine Approach. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 19, n. 2, p. 979 – 986, May 2004.

SALIM, R. H. **Detecção de Faltas em Sistemas de Distribuição Utilizando a Transformada Wavelet**. Projeto de Diplomação (Graduação em Engenharia Elétrica) - Departamento de Engenharia Elétrica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, UFRGS, Porto Alegre, RS, Brasil, 2006. 96p.

SALIM, R. H.; RESENER, M.; FILOMENA, A. D.; OLIVEIRA K. R. C.; BRETAS, A. S. Extended Fault Location Formulation for Distribution Systems. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York. Aceito para publicação. 2008b.

SALIM, R. H.; OLIVEIRA, K. R. C; FILOMENA, A. D.; RESENER, M.; BRETAS, A. S. Hybrid Fault Diagnosis Scheme Implementation for Power Distribution Systems Automation. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York. Aceito para publicação. 2008a.

SALIM, R. H.; OLIVEIRA, K. R. C; BRETAS, A. S. Fault Detection in Primary Distribution Systems Using Wavelets. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER SYSTEMS TRANSIENTS, 2006, Lyon. **Anais...** [S.l], 2006.

SCHWEITZER, E. O.; SCHEER, G. W.; FELTIS, M. W. A Fresh Look at Distribution Protection. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON DISTRIBUTION AUTOMATION AND DEMAND SIDE MANAGEMENT, 2., 1992, Fort Lauderdale. **Proceedings...** Washington: Schweitzer Engineering Laboratories, 1992.

- SHORT, T. A. **Electric Power Distribution Handbook**. Boca Raton, FL: CRC, 2004. 761 p.
- SILVA, K. M.; SOUZA, B. A.; BRITO, N. S. D. Fault Detection and Classification in Transmission Lines Based on Wavelet Transform and ANN. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 21, n. 4, p. 2058-2063, Oct. 2006.
- SILVEIRA, P. M.; SEARA, R.; ZÜRN, H. H. Localização de Faltas por Ondas Viajantes – Uma Nova Abordagem Baseada em Decomposição Wavelet. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA, 16., 2001, Campinas. **Anais...** [S.l.], 2001.
- SOUSA, M.; COSTA, C. A.; PEREIRA JUNIOR, I. H. Sistema de Localização Automática de Faltas em Linhas de Transmissão – Experiência da CEMIG. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA (SNPTEE), 18., 2005, Curitiba. **Anais..** [S.l.], 2005.
- STEVENSON JR., W. D. **Elementos de Análise de Sistemas de Potência**. São Paulo, SP: McGraw – Hill, 1974. 347p.
- SULTAN, A. F.; SWIFT, G. W.; FEDIRCHUK D. J. Detection of High Impedance Arcing Faults Using a Multi-Layer Perceptron. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 7, n. 4, p. 1871-1877, Oct. 1992.
- TAKAGI, T. et al. A New Algorithm of an Accurate Fault Location for EHV/UHV Transmission Lines: Part I – Fourier Transformation Method. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, New York, v. PAS – 101, n. 3, Mar. 1981. p. 1316 – 1323.
- TAKAGI, T. et al. Development of a New Type Fault Locator Using the One-Terminal Voltage and Current Data. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, New York, v. PAS – 101, n. 8, Aug. 1982. p. 2892 – 2898.
- VALINS, T. F. **Relé Digital de Distância baseado na Teoria de Ondas Viajantes e Transformada Wavelet**. 2005. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – EESC-USP, São Carlos, SP. 127 p.
- WAIKAR, D. L; ELANGO VAN, S.; LIEW, A. Fast and Accurate Parameter Estimation Algorithm for Digital Distance Relaying. **Electric Power System Research**, New York, v. 40, p. 53–60, July 1998.
- WAIKAR, D. L; ELANGO VAN, S.; LIEW, A. Fault Resistance Estimation Algorithm for Digital Distance Relaying. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 9, n. 3, p.1375-1383, July 1994.
- WAIKAR, D. L; ELANGO VAN, S.; LIEW, A. Further Enhancements in the Symmetrical Components Based Improved Fault Impedance Estimation Method Part I. Mathematical Modeling. **Electric Power System Research**, New York, v.40, p.189–194, July 1997.
- WIGGINS, C. M. et al. A Novel Concept for URD Cable Fault Location. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 9, n. 1, p. 591 – 597, Jan. 1994.

XINZHOU, D.; YAOZHONG, G.; BINGYIN, X. Fault Position Relay Based on Current Travelling Waves and Wavelets. In: IEEE POWER ENGINEERING SOCIETY WINTER MEETING, 2000, Singapura. **Proceedings...** [S.I], 2000.

YANG, M. T.; GU, J. C.; GUAN, J. L. Detection of Downed Conductor in Distribution System. In: IEEE POWER ENGINEERING SOCIETY GENERAL MEETING, 2005, San Francisco. **Proceedings...** [S.I], 2005, v. 2 p. 1107 – 1114.

YU, S. L.; GU, J. C. Removal of Decaying DC in Current and Voltage Signals Using a Modified Fourier Filter Algorithm. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 16, n. 3, p. 372 – 379, July 2001.

YU, T. C; MARTÍ, J.R. A Robust Phase-Coordinates Frequency-Dependent Underground Cable Model (zCable) for the EMTP. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 18, n. 1, p. 189 – 194, Jan. 2003.

ZAMORA, I. et al. Fault Location on Two-Terminal Transmission Lines Based on Voltages. **IEE Proceedings – Generation, Transmission and Distribution**, London, v. 143, n. 1, p. 1 – 6, Jan. 1996.

ZAMORA, I. et al. New Method for Detecting Low Current Faults in Electrical Distribution Systems. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 22, n. 4, p. 2072-2079, Oct. 2007.

ZANETTA JR., L. C. **Transitórios Eletromagnéticos em Sistemas de Potência**. São Paulo, SP: Edusp, 2003. 712 p.

ZHAO, W.; SONG, Y. H.; MIN, Y. Wavelet Analysis Based Scheme for Fault Detection and Classification in Underground Power Cable Systems. **Electric Power Systems Research**, New York, v.53, p. 23–30, 2000.

ZHU, J.; LUBKEMAN, D. L.; GIRGIS, A. A. Automated Fault Location and Diagnosis on Electric Power Distribution Feeders. **IEEE Transactions on Power Delivery**, New York, v. 12, n. 2, p. 801 – 809, Apr. 1997.

ZIEGLER, G. **Numerical Distance Protection: Principles and Applications**. Erlangen, Germany: Publicis Corporate Publishing, 2006. 378 p.

ZIMMERMAN, K.; COSTELLO, D. Impedance-Based Fault Location Experience. In: IEEE Rural Electric Power Conference, 2006, Albuquerque. **Anais...** [S.I], 2003. p. 1 – 16.