



**PROTEÇÃO DIFERENCIAL DE LINHAS DE TRANSMISSÃO NO
PLANO ALFA: MODELAGEM E SIMULAÇÃO**

EDGAR CARVALHO MOLAS

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM ENGENHARIA ELÉTRICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA**

**FACULDADE DE TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA**

**PROTEÇÃO DIFERENCIAL DE LINHAS DE TRANSMISSÃO NO
PLANO ALFA: MODELAGEM E SIMULAÇÃO**

EDGAR CARVALHO MOLAS

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA, COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE.

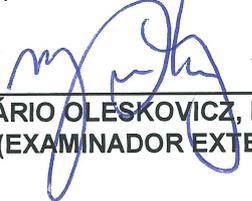
APROVADA POR:



**KLEBER MELO E SILVA, Dr., ENE/UNB
(ORIENTADOR)**



**FELIPE VIGOLVINO LOPES Dr., ENE/UNB
(EXAMINADOR INTERNO)**



**MÁRIO OLESKOVICZ, Dr., USP
(EXAMINADOR EXTERNO)**

Brasília, 14 de novembro de 2014

FICHA CATALOGRÁFICA

MOLAS, EDGAR CARVALHO

Proteção Diferencial de Linhas de Transmissão no Plano Alfa: Modelagem e Simulação. [Distrito Federal] 2014.

xxv, 150p., 210 x 297 mm (ENE/FT/UnB, Mestre, Engenharia Elétrica, 2014).

Dissertação de Mestrado – Universidade de Brasília, Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Elétrica

1. Proteção Diferencial

3. Linha de Transmissão

I. ENE/FT/UnB

2. Plano Alfa

4. ATP

II. Título (série)

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

MOLAS, E. C. (2014). Proteção Diferencial de Linhas de Transmissão no Plano Alfa: Modelagem e Simulação, Dissertação de Mestrado em Engenharia Elétrica, Publicação 581/2014 DM PPGEE, Departamento de Engenharia Elétrica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 150p.

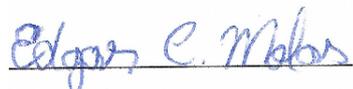
CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Edgar Carvalho Molas

TÍTULO: Proteção Diferencial de Linhas de Transmissão no Plano Alfa: Modelagem e Simulação.

GRAU: Mestre ANO: 2014

É concedida à Universidade de Brasília permissão para reproduzir cópias dissertação de mestrado e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte desse trabalho de graduação pode ser reproduzida sem autorização por escrito do autor.



Edgar Carvalho Molas

Departamento de Eng. Elétrica (ENE) - FT

Universidade de Brasília (UnB)

Campus Darcy Ribeiro

CEP 70919-970 - Brasília - DF - Brasil

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar, aos meus pais, Doraci e Graça, pelo carinho e dedicação com que me criaram e pelo suporte durante toda a trajetória acadêmica. Minhas conquistas são um reflexo da excelente educação que me deram.

Ao professor Kleber, pela melhor orientação que se pode esperar. Sua paciência, interesse e apoio permitiram que eu conseguisse chegar ao fim desta etapa, mesmo após tantas dificuldades durante o percurso.

À minha namorada Daniella, por ser minha amiga e companheira de todos os momentos e pela paciência, compreensão, incentivo e carinho que foram essenciais para a conclusão deste mestrado.

À todos os meus amigos e colegas, que estiveram presentes na hora de descansar a cabeça e recuperar as energias. Também pelos conselhos que me ajudaram a ver com mais clareza meus objetivos e dar foco ao meu estudo.

RESUMO

Neste trabalho implementa-se um modelo de relé digital de proteção diferencial de linhas de transmissão, que utiliza o método de detecção de faltas baseado no plano alfa (plano- α). Emprega-se as unidades de fase e sequência para garantir mais sensibilidade à defeitos com elevada resistência de falta ou que ocorram em sistemas com fontes fracas. Aplica-se a técnica do plano- α generalizado, que permite a proteção de sistemas com múltiplos terminais e o uso de lógicas adicionais para elevar a segurança do esquema de proteção. São utilizados: atraso de atuação nas unidades de sequência, eliminação da corrente capacitiva, restrição por componentes harmônicas e detecção de faltas externas. São deduzidos analiticamente os quocientes de regime permanente de falta do plano- α relativos à operação de uma linha curta, visando identificar os parâmetros que afetam sua localização. Simulações no MATLAB com modelos simplificados de linhas curtas e longas são utilizadas para observar as trajetórias dos quocientes em função da resistência de falta, da corrente capacitiva e da corrente de carga. O ATP (*Alternative Transients Program*) em conjunto com a MODELS para foi usado para simular, modelar e visualizar a dinâmica entre o sistema elétrico de potência e o relé de proteção implementado. Toda a modelagem, desde o sistema de potência até os componentes do relé de proteção, é descrita detalhadamente, seguida de testes para validar o modelo desenvolvido e verificar o desempenho da proteção diferencial. São realizadas análises no tempo, de curtos-circuitos em condições que podem afetar a detecção de faltas no plano- α , bem como avaliações em regime permanente através do ATP, para verificar as diferenças resultantes da aplicação de um modelo mais completo da linha. Os resultados evidenciam que somente as unidades de fase não garantem a sensibilidade e segurança necessárias para a proteção de linhas de transmissão. As unidades de sequência, com sensibilidade muito superior, em conjunto com todas as lógicas adicionais, complementam as unidades de fase, formando um sistema de proteção rápido, sensível, confiável e seguro.

Palavras-chave: Proteção diferencial, linhas de transmissão, plano alfa, comparadores, ATP.

ABSTRACT

In this study, a digital transmission line differential protection relay, based on the alpha plane (α -plane), is implemented. Phase and sequence units are applied, in order to achieve high sensibility against high impedance faults and faults in systems with weak sources. The protection scheme uses the generalized alpha plane technique, that allows multiterminal systems protection through the α -plane and additional logics that aim to increase security of the protection system. Sequence units trip delay, charging current compensation, harmonic restraint and external fault detection logics are employed. The analytic equations of the α -plane ratios are deduced for internal faults in short lines in order to identify the parameters that have affect their position ion the plane. Fault simulations are made through MATLAB using simplified transmission line models to verify the trajectories of the differential elements according to certain parameters as the fault resistance, capacitive current and line loading. The ATP (Alternative Transient Program) and its MODELS environment are used as tools for modeling, simulating and visualizing the dynamic between the power system and the implemented relay. Each power system component and relay parts are described in details, followed by simulations to evaluate the developed model and to verify the differential protection performance. Transitory and steady state analyses of hard-to-detect faults are made through ATP to demonstrate the differences of using a complete long line model. The results show that the phase units alone are not enough to ensure the security and sensibility levels required to protect the transmission lines. The sequence units, that present much higher sensitivity, combined with the additional logics, complement the phase units, providing a fast, sensitive and reliable, protection system.

Keywords: Differential protection, transmission lines, alpha plane, comparator, ATP.

SUMÁRIO

Sumário	i
Lista de Figuras	v
Lista de Tabelas	x
Lista de Modelos	xii
Lista de Símbolos	xiii
Glossário	xxiii
Capítulo 1 – Introdução	1
1.1 Contextualização do Tema	1
1.2 Proteção de Linhas de Transmissão	2
1.3 Os Relés de Proteção	3
1.4 Objetivos do Trabalho	5
1.5 Organização do Texto	5
Capítulo 2 – Revisão Bibliográfica	6
2.1 Modelagem de Relés Numéricos	6
2.2 Proteção Diferencial de Linhas de Transmissão	10
2.3 Análises no Plano Alfa	15
Capítulo 3 – Fundamentação Teórica da Proteção Diferencial de Linhas de Transmissão	19
3.1 Princípios da Proteção de Sistemas Elétricos	19
3.2 Fundamentos da Proteção Diferencial (Função 87)	20
3.2.1 Correção da relação de transformação dos TCs (Normalização)	23
3.3 Planos de Representação	23
3.4 Proteção Diferencial de Linhas de Transmissão no Plano Alfa	26

3.4.1	Comportamento Básico	26
3.4.2	Atraso de Comunicação	28
3.4.3	Saturação do TC	29
3.4.4	Característica de Restrição Modificada	29
3.5	Plano Alfa Generalizado	30
3.6	Corrente Capacitiva	33
3.6.1	Algoritmo de Remoção da Corrente Capacitiva	34
3.7	Unidades de Sequência	37
3.7.1	Influência da Saturação nas Unidades 87LQ e 87LG	38
3.7.2	Detecção de Falta Externas	39
3.7.2.1	Modo Seguro	40
3.8	Trajatórias no Plano Alfa	41
3.8.1	Tipos de Falta	42
3.9	Proteção e Comparadores	49
3.9.1	Comparador Proposto por Schweitzer & Roberts (1993)	51
3.9.2	Detecção de Curtos Via Plano Alfa	52
3.10	Lógica de <i>TRIP</i>	54
Capítulo 4 – Implementações Computacionais		56
4.1	ATP e MODELS	57
4.1.1	A Linguagem MODELS	58
4.2	Modelagem e Simulação	59
4.3	Sistema de Potência	61
4.4	Transformadores para Instrumento	63
4.5	O Relé Diferencial	65
4.5.1	Transformadores Auxiliares	65
4.5.1.1	TC Auxiliar	66
4.5.1.2	TP Auxiliar	67
4.5.2	Filtro Analógico	68
4.5.3	Circuito Grampeador	70
4.5.4	Sobre a Digitalização de Sinais	71
4.5.4.1	Sampler and Holder (S/H)	72
4.5.4.2	Conversor A/D	74
4.5.5	Normalização das Correntes	76
4.5.6	Compensação da Corrente Capacitiva	77
4.5.7	Reamostragem e Sincronização	79
4.5.7.1	Sincroniza	80

4.5.8	Estimação de Fasores	80
4.5.8.1	Criação da Janela de Amostras	83
4.5.8.2	Calcula Fasor	83
4.5.9	Análise Diferencial	84
4.5.9.1	EFD	86
4.5.9.2	PAG	86
4.5.9.3	Plano Alfa	88
4.5.9.4	Comparadores	91
4.6	Canal de Comunicação	91
4.7	Disjuntor	94
Capítulo 5 – Apresentação e Análise dos Resultados		97
5.1	Ajustes do Relé	97
5.2	Casos Pontuais	98
5.2.1	Regime Normal de Operação sem Falta	99
5.2.2	Falta Trifásica sem Resistência de Falta na Metade da Linha	101
5.2.3	Falta Monofásica AT sem Resistência de Falta em 30 km do Terminal <i>S</i> .	103
5.2.4	Falta Monofásica AT na Metade da Linha com Resistência de Falta Elevada	105
5.2.5	Falta Trifásica Externa no Terminal <i>R</i> com Saturação do TC	108
5.2.6	Energização pelo Terminal <i>S</i>	113
5.2.7	Resumo da Operação do Relé	117
5.3	Análises de Sensibilidade Paramétrica	117
5.3.1	Erros de Sincronização de Dados	118
5.3.2	Variação da Resistência e do Local da Falta	120
5.3.3	Variação do Carregamento	124
5.3.4	Variação do <i>SIR</i> das Fontes	127
5.3.5	Resumo da Análise de Sensibilidade Paramétrica	131
Capítulo 6 – Conclusão e Propostas		133
Referências Bibliográficas		135
Apêndice A – Publicações		141
Apêndice B – Quocientes do Plano Alfa		142
B.1	Curto-Circuito Trifásico	146
B.2	Curto-Circuito Monofásico AT	147

B.3	Curto-Circuito Bifásico BC	148
B.4	Curto-Circuito Bifásico-Terra BCT	149

LISTA DE FIGURAS

3.1	(a) Região Protegida. (b) Relé Diferencial Percentual. N_r e N_{op} representam o número de espiras das bobinas de restrição e operação respectivamente.	21
3.2	Planos de Representação. (a) Plano Operacional. (b) Plano- α	24
3.3	Comparação do mapeamento. (a) Plano Operacional. (b) Plano- α	25
3.4	Sistema exemplo.	26
3.5	Regiões do plano- α . (a) Simples. (b) Com atraso de comunicação.	27
3.6	(a) Característica de restrição modificada. (b) Vantagem em tolerância ao <i>outfeed</i> e saturação dos TCs. (c) Vantagem em tolerância à assimetria do canal.	30
3.7	Representação simplificada da corrente capacitiva.	33
3.8	Diagrama de blocos da detecção de falta externa por fase.	39
3.9	Expansão da característica de restrição.	41
3.10	Modelos de linhas para simulação de regime permanente de falta. (a) Sistema utilizado para as deduções. (b) Linha curta. (c) Linha longa (com capacitâncias).	42
3.11	Curto bifásico-terra em 50% da linha curta. (a) Unidades de fase. (b) Unidades de sequência. (c) Unidades de fase sem \bar{I}_{LD} . (d) Unidades de sequência sem \bar{I}_{LD}	47
3.12	Curto bifásico-terra em 50% da linha longa. (a) Unidades de fase. (b) Unidades de sequência. (c) Unidades de fase sem \bar{I}_C . (d) Unidades de sequência sem \bar{I}_C . (e) Unidades de fase sem \bar{I}_C e \bar{I}_{LD} . (f) Unidades de sequência sem \bar{I}_C e \bar{I}_{LD}	48
3.13	(a) Característica circular no plano- α . Linhas contínuas: comparadores de magnitude. Linhas tracejadas: comparadores fase. (b) Característica direcional no plano- α . Linhas contínuas: comparadores de fase. Linhas tracejadas: comparadores de magnitude.	52

3.14	Regiões definidas pela variável $AtuaX$. (a) resultado do produto das 4 características para alfas menor e maior que 180° . (b) resultado da operação OU entre duas regiões para alfa maior que 180°	54
4.1	Diagramas de blocos. (a) Geral. (b) Relé.	60
4.2	Sistema simulado. (a) Geral. (b) Detalhe.	62
4.3	Modelos do (a) TC e (b) TPC no ATP.	63
4.4	Resposta em frequência do TPC. (a) Magnitude. (b) Fase.	65
4.5	Transformadores auxiliares. (a) Para corrente. (b) Para tensão.	66
4.6	Filtro analógico. (a) Resposta em frequência. (b) Comparação dos sinais antes e depois da passagem pelo filtro.	69
4.7	Aplicação do circuito grampeador.	70
4.8	Exemplo de amostragem. (a) Sinal Original. (b) Sinal Amostrado. (c) Sinal quantizado com palavras de 5 bits	72
4.9	Circuito S/H simples.	73
4.10	Sinal de saída do <i>Sampler and Holder</i>	74
4.11	Exemplo de janela móvel.	82
4.12	Exemplo de estimação. Corrente na fase A e módulo do seu fasor estimado. . . .	84
4.13	Dados enviados pelo canal de comunicação e sua recepção.	93
5.1	Sistema simulado.	97
5.2	Módulo do fasor de corrente diferencial do sistema sem falta nas três fases. (a) Sem compensação. (b) Com compensação.	100
5.3	Plano alfa do sistema sem falta. (a) Sem compensação. (b) Com compensação. .	100
5.4	Falta trifásica franca na metade da linha. Correntes de fase: (a) Terminal local; (b) Terminal remoto.	101
5.5	Falta trifásica franca na metade da linha. Trips e auxiliares.	102

- 5.6 Falta trifásica franca na metade da linha. Módulo do fasor das correntes diferenciais: (a) Fase; (b) Sequência. 102
- 5.7 Falta trifásica franca na metade da linha. Plano alfa: (a) Fase; (b) Sequência. . . 103
- 5.8 Falta monofásica AT franca a 30 km da barra S . Correntes de fase: (a) Terminal local; (b) Terminal remoto. 104
- 5.9 Falta monofásica AT franca a 30 km da barra S . Trips e auxiliares. 104
- 5.10 Falta monofásica AT franca a 30 km da barra S . Módulo do fasor das correntes diferenciais: (a) Fase; (b) Sequência. 104
- 5.11 Falta monofásica AT franca a 30 km do terminal S . Plano- α : (a) Fase; (b) Sequência. 105
- 5.12 Falta monofásica AT na metade da linha com $R_F = 200 \Omega$. Correntes de fase: (a) Terminal local; (b) Terminal remoto. 106
- 5.13 Falta monofásica AT na metade da linha com $R_F = 200 \Omega$. Trips e auxiliares. . . 106
- 5.14 Falta monofásica AT na metade da linha com $R_F = 200 \Omega$. Módulo do fasor das correntes diferenciais: (a) Fase; (b) Sequência. 106
- 5.15 Falta monofásica AT na metade da linha com $R_F = 200 \Omega$. Plano- α : (a) Fase; (b) Sequência. 107
- 5.16 Falta monofásica AT na metade da linha com $R_F = 200 \Omega$, sem remoção da corrente capacitiva. (a) Corrente diferencial de fase; (b) Plano- α de fase. 108
- 5.17 Falta trifásica externa franca no terminal R com saturação do TC remoto. Trips e auxiliares. 109
- 5.18 Falta trifásica externa franca no terminal R com saturação do TC remoto. Sinais calculados nos relés local (coluna da esquerda) e remoto (coluna da direita). (a-b) Correntes de fase vistas pelos relés; (c-d) Módulo dos fasores de fase; (e-f) Módulo dos fasores de fase equivalentes; (g-h) Módulo dos fasores de sequência; (i-j) Módulo dos fasores de sequência equivalentes. 110
- 5.19 Falta trifásica externa franca no terminal R com saturação do TC remoto. Módulo dos fasores de corrente diferencial: (a) Terminal local; (b) Terminal remoto. 111

5.20	Falta trifásica externa franca no terminal R com saturação do TC remoto. Plano- α : (a) Fase; (b) Sequência.	112
5.21	Falta trifásica externa franca no terminal R com saturação do TC remoto. Plano- α sem restrição por harmônicas: (a) Sequência Zero; (b) Sequência Negativa. . .	112
5.22	Energização da linha pelo terminal S . Trips e auxiliares.	113
5.23	Energização da linha pelo terminal S . Correntes de fase: (a) Terminal local; (b) Terminal remoto.	113
5.24	Energização da linha pelo terminal S . Módulo dos fasores de fase: (a) Terminal local; (b) Terminal remoto.	114
5.25	Energização da linha pelo terminal S sem remoção da corrente capacitiva. Módulo do fasor das correntes diferenciais: (a) Fase; (b) Sequência.	114
5.26	Energização da linha pelo terminal S . Módulo do fasor das correntes diferenciais: (a) Fase; (b) Sequência.	114
5.27	Energização da linha pelo terminal S . Módulo do fasor das correntes diferenciais calculados com valores primários: (a) Fase; (b) Sequência.	115
5.28	Energização da linha pelo terminal S sem compensação de corrente capacitiva. Plano alfa: (a) Fase; (b) Sequência.	116
5.29	Energização da linha pelo terminal S . Plano alfa: (a) Fase; (b) Sequência.	116
5.30	Erros devido à comunicação. (a) Caso sem falta, unidades de fase. Falta monofásica AT: (b) unidades de fase; (c) unidades de sequência.	119
5.31	Falta AT na metade da linha, com variação da resistência de falta. Corrente diferencial: (a) Fase; (b) Sequência.	121
5.32	Falta AT na metade da linha, com variação da resistência de falta. Plano- α : (a) Fase; (b) Sequência.	121
5.33	Falta AT com variação do local da falta e $R_F = 0 \Omega$. Corrente diferencial: (a) Fase; (b) Sequência.	122
5.34	Falta AT com variação do local da falta e $R_F = 0 \Omega$. Plano- α : (a) Fase; (b) Sequência.	122

5.35	Plano- α com variação do local da falta e R_F . (a) Falta trifásica; (b) Falta bifásica BC. (c) Falta bifásica BCT. (d) Falta monofásica AT.	123
5.36	Falta AT na metade da linha, com variação do carregamento. Corrente diferencial: (a) Fase; (b) Sequência.	126
5.37	Falta AT na metade da linha, com variação do carregamento. Plano- α : (a) Fase; (b) Sequência.	126
5.38	Plano- α com variação do carregamento e R_F . (a) Falta trifásica; (b) Falta bifásica BC. (c) Falta bifásica BCT. (d) Falta monofásica AT.	127
5.39	Falta AT na metade da linha, com variação do SIR_R . Corrente diferencial: (a) Fase; (b) Sequência.	128
5.40	Falta AT na metade da linha, com variação do SIR_R . Plano- α : (a) Fase; (b) Sequência. (c) Sem corrente capacitiva, Sequência, SIR_R até 29. (d) Com corrente capacitiva, Sequência, SIR_R até 29.	129
5.41	Plano- α com variação do SIR_R e R_F . (a) Falta trifásica; (b) Falta bifásica BC. (c) Falta bifásica BCT. (d) Falta monofásica AT.	130
B.1	Diagramas unifilares. (a) Modelo da linha curta. (b) Diagrama de sequência zero. (c) Diagrama de sequência positiva. (d) Diagrama de sequência negativa.	143
B.2	Equivalentes de Thévenin. (a) Sequência zero. (b) Sequência positiva. (c) Sequência negativa.	144
B.3	Circuitos de sequência durante a falta. (a) Sequência zero. (b) Sequência positiva. (c) Sequência negativa.	144

LISTA DE TABELAS

3.1	Curto-Circuito Trifásico.	42
3.2	Curto-Circuito Monofásico AT.	42
3.3	Curto-Circuito Bifásico BC.	43
3.4	Curto-Circuito Bifásico-Terra BCT.	43
3.5	Símbolos das Correntes de Falta.	43
3.6	Parâmetros da Linha Curta	46
3.7	Parâmetros da Linha Longa	46
3.8	Resumo das unidades diferenciais	49
4.1	Parâmetros das Linhas de Transmissão	62
4.2	Parâmetros dos Equivalentes de Thévenin	62
4.3	Parâmetros do Filtro Analógico	68
4.4	Exemplos de conversão A/D	76
4.5	Estados do Disjuntor	95
5.1	Ajuste do Relé	98
5.2	Ajustes da Característica de Restrição	98
5.3	Parâmetros da Simulação	98
5.4	Descrição das variáveis lógicas do terminal local	98
5.5	Resumo dos casos pontuais	117
5.6	Resumo dos casos simulados. Variação do local e da resistência de falta.	120

5.7	Resumo dos casos simulados. Variação do carregamento.	124
5.8	Resumo dos casos simulados. Variação do <i>SIR</i> remoto.	128
5.9	Resumo dos casos monofásicos em regime permanente	131
B.1	Correntes Trifásicas de Fase	146
B.2	Quocientes trifásicos parciais	146
B.3	Quocientes trifásicos finais.	146
B.4	Correntes Monofásicas de Fase	147
B.5	Quocientes monofásicos parciais	147
B.6	Quocientes monofásicos finais.	147
B.7	Correntes Bifásicas de Fase	148
B.8	Quocientes bifásicos parciais.	148
B.9	Quocientes bifásicos finais.	148
B.10	Correntes do curto bifásico-terra	149
B.11	Quocientes parciais do curto bifásico-terra	150
B.12	Quocientes finais do curto bifásico-terra	150

MODELOS

4.1	Transformador Auxiliar	68
4.2	Filtro Analógico	69
4.3	Circuito Grampeador	71
4.4	Sampler and Holder	74
4.5	Conversor A/D	76
4.6	Normalização	77
4.7	Elimina Capacitiva	78
4.8	Buffer	79
4.9	Sincroniza	81
4.10	Calcula Fasor	84
4.11	Análise Diferencial	85
4.12	EFD	87
4.13	PAG	88
4.14	Plano Alfa	90
4.15	Comparadores	92
4.16	Canal	94
4.17	Disjuntor	96

LISTA DE SÍMBOLOS

a	Operador complexo $1\angle 120^\circ$.
\mathbf{A}	Número complexo qualquer.
A_{corte}	Atenuação na frequência ω_c .
A_{im}	Parte imaginária de \mathbf{A} .
A_{max}	Atenuação na frequência ω_s .
A_{min}	Atenuação na frequência ω_p .
A_{re}	Parte real de \mathbf{A} .
$AtuaX$	Variável final da detecção de faltas.
b	Bits.
\mathbf{B}	Número complexo qualquer.
B_{im}	Parte imaginária de \mathbf{B} .
B_{re}	Parte real de \mathbf{B} .
Bi	Tamanho em bits de uma palavra binária.
C_0	Coefficiente de distribuição de corrente de sequência zero.
C_1	Coefficiente de distribuição de corrente de sequência positiva.
C_2	Coefficiente de distribuição de corrente de sequência negativa.
C_{AA}	Capacitância própria de cada fase da linha de transmissão.
C_{AB}	Capacitância mútua entre duas fases da linha de transmissão.
C_{seq}	Coefficiente de distribuição de corrente de sequência zero ou negativa.

C_{total}	Capacitância total da linha de transmissão em valores secundários.
$C_{total,pri}$	Capacitância total da linha de transmissão em valores primários.
d	Percentual da linha em que ocorre a falta a partir do terminal local.
D	Coefficiente de divisão de corrente do curto bifásico-terra.
d/dt	Operação de derivação no tempo.
di_{dif}	Diferença entre a corrente diferencial atual e de um ciclo anterior.
di_{min}	<i>Pick-up</i> para di_{res} .
di_{res}	Diferença entre a corrente de restrição atual e de um ciclo anterior.
E	Constante complexa da equação geral dos quocientes do plano alfa de fase.
EFDA	Variável que indica a detecção de faltas externas na fase A.
EFDB	Variável que indica a detecção de faltas externas na fase B.
EFDC	Variável que indica a detecção de faltas externas na fase C.
EFDL	Variável que indica a detecção de faltas externas do terminal local.
EFDR	Variável que indica a detecção de faltas externas do terminal remoto.
F	Constante complexa da equação geral dos quocientes do plano alfa de fase.
f_0	Frequência de fundamental.
f_N	Frequência de Nyquist.
f_s	Frequência de amostragem.
h	Componente harmônica estimada.
$H(s)$	Função de transferência do filtro analógico.
i'_1	Corrente instantânea secundárias do sistema no terminal local.
i'_2	Corrente instantânea secundárias do sistema no terminal remoto.
i''_1	Corrente instantânea compensada do terminal local.
i''_2	Corrente instantânea compensada do terminal remoto.
i''_{1d}	Corrente instantânea compensada e atrasada do terminal local.

i''_{2d}	Corrente instantânea compensada e atrasada do terminal remoto.
\bar{I}_1	Fasores de corrente medidos no terminal local.
\bar{I}_2	Fasores de corrente medidos no terminal remoto.
$\bar{I}_{1,C}$	Componente de \bar{I}_C proveniente do terminal local.
$\bar{I}_{2,C}$	Componente de \bar{I}_C proveniente do terminal remoto.
\bar{I}_{1seq}	Fasor de corrente de sequência medido no terminal local.
\bar{I}_{2seq}	Fasor de corrente de sequência medido no terminal remoto.
$i_{A,cap}$	Corrente capacitiva calculada da fase A.
$i_{B,cap}$	Corrente capacitiva calculada da fase B.
\bar{I}_C	Corrente capacitiva da linha de transmissão.
\bar{I}_{C12}	Corrente capacitiva no caso em que os dois terminais apresentam contribuições idênticas.
$i_{C,cap}$	Corrente capacitiva calculada da fase C.
$i_{C,n}$	Corrente capacitiva calculada do terminal n .
$i_{C,total}$	Corrente capacitiva total da linha de transmissão.
i_{dif}	Corrente diferencial instantânea do sistema.
I_{dif}	Módulo da corrente diferencial fasorial.
$\bar{I}_{dif(2)}$	Fasor de corrente diferencial calculado com as correntes equivalentes do plano alfa generalizado.
$\bar{I}_{dif(N)}$	Fasor de corrente diferencial do sistema com múltiplos terminais.
$i_{dif,comp}$	Corrente diferencial compensada.
\bar{I}_{dif2h}	Segunda harmônica da corrente diferencial de fase.
\bar{I}_{F1}	Fasor da corrente de curto-circuito de sequência positiva no local da falta.
$\bar{I}_{F1,1\varphi}$	Fasor da corrente de curto monofásico de sequência positiva no local da falta.
$\bar{I}_{F1,2\varphi}$	Fasor da corrente de curto bifásico de sequência positiva no local da falta.

$\bar{I}_{F1,2\varphi-T}$	Fasor da corrente de curto bifásico-terra de sequência positiva no local da falta.
$\bar{I}_{F1,3\varphi}$	Fasor da corrente de curto trifásico de sequência positiva no local da falta.
\bar{I}_{LD}	Corrente de carga do sistema.
\bar{I}_{Leq}	Fasor de corrente equivalente local resultante do uso do plano alfa generalizado.
i_n	Corrente medida no terminal n .
\bar{I}_{nom}^{max}	Máxima corrente primária dos TCs da zona de proteção.
$\bar{I}_{norm,n}$	Corrente normalizada do terminal n .
I_{op}	Corrente de operação.
\bar{I}_P	Fasor que serve como referência angular para os cálculos do plano alfa generalizado.
I_{pk}	Corrente de <i>pick-up</i> . Corrente mínima para atuação do relé diferencial.
$I_{pk,S}$	Corrente de pick-up para as correntes diferenciais de sequência.
\bar{I}_{Req}	Fasor de corrente equivalente remoto resultante do uso do plano alfa generalizado.
I_{res}	Corrente de restrição.
$I_{res(2)}$	Corrente de restrição calculada com as correntes equivalentes do plano alfa generalizado.
$I_{res(N)}$	Corrente de restrição do sistema com múltiplos terminais.
I_{resA}	Corrente de restrição da fase A.
I_{resB}	Corrente de restrição da fase B.
I_{resC}	Corrente de restrição da fase C.
$I_{resFase}$	Corrente de restrição de fase com componentes harmônicas adicionais.
I_{resSeq}	Corrente de restrição de sequência com componentes de fase adicionais.
i_{RX}	Corrente compensada recebida de cada relé da zona de proteção.
$\bar{I}_{sec,n}$	Corrente secundária do terminal n .
i_{TC}^{sec}	Corrente no secundário do transformador de corrente.

i_{TC}^{prim}	Corrente no primário do transformador de corrente.
i_{TX}	Corrente compensada enviada por cada relé da zona de proteção.
\bar{I}_X	Rotação do fasor $\bar{I}_{dif(N)}$.
K	Ajuste de sensibilidade do relé percentual.
K_0	Torque proporcionado pela mola de restrição.
k_2	Porcentagem de adição de harmônicas de segunda ordem em $I_{resFase}$.
k_{seq}	Porcentagem de adição de corrente de restrição de fase em I_{resSeq} .
l	Comprimento da linha de transmissão.
L	Número positivo.
m	Parte real de r .
n	Parte imaginária de r .
N	Número de correntes que delimitam a zona de restrição.
N_a	Numero de amostras por janela da estimação de fasores.
N_{op}	Número de espiras da bobina de operação.
N_r	Número de espiras da bobina de restrição.
n_{term}	Número de terminais na linha de transmissão.
P	Parte real de \mathbf{S} .
PF	Número em ponto flutuante.
Q	Parte imaginária de \mathbf{S} .
r	Vetor no plano alfa dado pelo quociente entre \bar{I}_2 e \bar{I}_1 .
R	Raio da circunferência externa da característica modificada no plano alfa.
R_0	Resistência de sequência zero dos equivalentes de Thévenin.
R_1	Resistência de sequência positiva dos equivalentes de Thévenin.
r_{aux}	Resistência auxiliar do transformador de potencial auxiliar.

R_F	Resistência de falta.
r_{fase}	Quociente do plano alfa das unidades de fase.
r_G	Quocientes de sequência zero.
r_L	Resistência por quilometro das linhas de transmissão.
R_n	Projeção das n-ésima corrente da zona diferencial sobre $\bar{I}_{dif(N)}$.
R_{pri}	Resistência do primário do transformador de corrente.
R_{sec}	Resistência do secundário do transformador de corrente.
r_{TCA}	Resistência do transformador corrente auxiliar.
r_{TPA}	Resistência do transformador de potencial auxiliar.
R_{Seg}	Raio da característica de restrição no modo seguro.
r_{seq}	Quociente do plano alfa das unidades de sequência.
Res	Resolução do conversor A/D.
RON	Função de arredondamento para o inteiro mais próximo.
RTC_n	Relação de transformação do TC do terminal n .
S	Resultado do produto entre A e o conjugado de B .
S_1	Grandezas 1 de entrada dos comparadores de fase.
S_1^{im}	Parte imaginária de S_1 .
S_1^{re}	Parte real de S_1 .
S_2	Grandezas 1 de entrada dos comparadores de fase.
S_2^{im}	Parte imaginária de S_1 .
S_2^{re}	Parte real de S_2 .
S_m	Sinal de medição do comparador de fase.
S_o	Sinal de operação do comparador de magnitude.
S_p	Sinal de polarização do comparador de fase.
S_r	Sinal de restrição do comparador de magnitude.

$Sign_{XY}$	Variável parcial da detecção de faltas.
SIR_S	SIR da fonte local.
SIR_R	SIR da fonte remota.
t	Instante de tempo das amostras i_{RX} .
t_1	Instante de envio da mensagem “ping-pong”.
t_2	Instante de recebimento da mensagem “ping-pong”.
T_{amos}	Taxa de amostragem.
t_d	Atraso gerado pelo canal de comunicação.
$t_{d,seq}$	Tempo de atraso intencional das unidades de sequência.
t_{dc}	Atraso estimado do canal de comunicação.
t_{disj}	Tempo de abertura do disjuntor.
t_{elim}	Tempo de eliminação da falta.
t_{falta}	Instante de aplicação das faltas.
T_L	Sinais de <i>trip</i> do relé local.
t_{MS}	Tempo mínimo que se mantém ativas as variáveis EFDA, EFDB e EFDC.
t_{rel}	Tempo de detecção da falta desde de sua incidência.
T_S	Período de amostragem, ou passo de cálculo da simulação.
t_{sim}	Duração da simulação.
T87LA	Indicador de detecção de falta da unidade da fase A.
T87LB	Indicador de detecção de falta da unidade da fase B.
T87LC	Indicador de detecção de falta da unidade da fase C.
T87LG	Indicador de detecção de falta da unidade de sequência zero.
T87LGh	Histórico de atuação da unidade de sequência zero.
T87LQ	Indicador de detecção de falta da unidade de sequência negativa.

T87LQh	Histórico de atuação da unidade de sequência zero.
TAP	Fator de normalização das correntes medidas pelo relé.
TAP _n	TAP do terminal n .
TDJA	Comando de abertura para o disjuntor da fase A.
TDJB	Comando de abertura para o disjuntor da fase B.
TDJC	Comando de abertura para o disjuntor da fase C.
v'_1	Tensão instantânea secundárias do sistema no terminal local.
v'_2	Tensão instantânea secundárias do sistema no terminal remoto.
v_A	Tensão na medida na fase A da linha de transmissão.
v_B	Tensão na medida na fase B da linha de transmissão.
v_C	Tensão na medida na fase C da linha de transmissão.
\bar{V}_F	Fasor de tensão de pré-falta no ponto da falta.
v_k	Sinal de tensão no instante kT_S .
v_{k-i}	Sinal de tensão no instante $(k-i)T_S$.
v_{med}	Tensão média na linha de transmissão.
v_n	Tensão medida no terminal n da linha de transmissão.
v_{out}	Tensão de saída dos transformadores auxiliares.
$v_{out,SH}$	Tensão de saída do circuito <i>Sampler and Holder</i> .
\bar{V}_S	Fasor de tensão da fonte S .
v_t	Tensão de entrada do circuito <i>Sampler and Holder</i> .
v_{TP}^{sec}	Tensão no secundário do transformador de potencial.
v_{TP}^{prim}	Tensão no primário do transformador de potencial.
W_{1k}	Coefficiente 1 do filtro cosseno modificado no instante kT_S .
W_{2k}	Coefficiente 2 do filtro cosseno modificado no instante kT_S .

X	Entrada do conversor A/D.
X_0	Reatância de sequência zero dos equivalentes de Thévenin.
X_1	Reatância de sequência positiva dos equivalentes de Thévenin.
x_k	Janela do instante kT_S .
$x_k(i)$	Posição i da janela do instante kT_S .
x_L	Reatância por quilometro das linhas de transmissão.
X_{pri}	Reatância do primário do transformador de corrente.
X_{sec}	Reatância do secundário do transformador de corrente.
Y	Valor de pico aceito pelo conversor A/D.
Y_C	Admitância em paralelo da linha de transmissão.
\bar{Y}_k	Fasor estimado no instante kT_S .
y_L	Admitância por quilometro das linhas de transmissão.
Z_0	Impedância de Thévenin dos circuitos de sequência zero no local da falta.
Z_1	Impedância de Thévenin dos circuitos de sequência positiva no local da falta.
Z_2	Impedância de Thévenin dos circuitos de sequência negativa no local da falta.
Z_{10}	Valor quantizado.
Z_{10}^{C1}	Valor quantizado em complemento de um.
Z_{10}^{C2}	Valor quantizado em complemento de dois.
Z_{10}^{SM}	Valor quantizado em sinal e magnitude.
Z_{1L}	Impedância de sequência positiva da linha de transmissão.
Z_{1S}	Impedância de sequência positiva da fonte S .
Z_L	Impedância série da linha de transmissão.
Z_S	Impedância do equivalente de Thévenin da fonte S .
Z_R	Impedância do equivalente de Thévenin da fonte R .

α	Ângulo de abertura da característica modificada no plano alfa.
α_{Seg}	Ângulo da característica de restrição no modo seguro.
β	Ângulo da corrente com maior R_n .
δ	Ângulo relacionado à taxa de amostragem.
θ_{12}	Ângulo entre os fasores \bar{I}_1 e \bar{I}_2 .
θ_A	Ângulo de A .
θ_B	Ângulo de B .
θ_{AB}	Ângulo entre A e B .
θ_r	Ângulo do vetor r .
θ_{spa}	Ângulo do semi-plano de atuação.
τ_{op}	Torque de operação.
τ_{res}	Torque de restrição.
ω_c	Frequência de corte do filtro analógico.
ω_p	Frequência que limita a faixa de passagem do filtro analógico.
ω_s	Frequência que limita a faixa de transição do filtro analógico.

GLOSSÁRIO

50	Função de proteção de sobrecorrente instantânea.
51	Função de proteção de sobrecorrente temporizada.
87	Função de proteção diferencial.
87T	Proteção diferencial de transformadores.
87B	Proteção diferencial de barramentos.
87L	Proteção diferencial de linhas de transmissão.
87LA	Unidade da fase A da proteção diferencial de linhas.
87LB	Unidade da fase B da proteção diferencial de linhas.
87LC	Unidade da fase C da proteção diferencial de linhas.
87LG	Unidade de sequência zero da proteção diferencial de linhas.
87LQ	Unidade de sequência negativa da proteção diferencial de linhas.
A/D	Analógico/Digital
AC	<i>Alternate Current</i>
ATP	<i>Alternative Transients Program</i>
BPA	<i>Bonneville Power Administration</i>
C1	Complemento de Um
C2	Complemento de Dois
SM	Sinal e Magnitude
DC	<i>Direct Current</i>
DCB	<i>Directional Comparison Blocking</i>

DCG	<i>Development Coordination Group</i>
DFT	<i>Discrete Fourier Transform</i>
DUTT	<i>Direct Underreaching Transfer Trip</i>
EFD	<i>External Fault Detection</i>
EMTP	<i>Electromagnetic Transients Program</i>
EPE	Empresa de Pesquisa Energética
EPRI	<i>Electric Power Research Institute</i>
FCDFD	<i>Full Cycle Discrete Fourier Transform</i>
GPS	<i>Global Positioning System</i>
HCDFD	<i>Half Cycle Discrete Fourier Transform</i>
HVDC	<i>High Voltage Direct Current</i>
IED	<i>Intelligent Electronic Device</i>
IEEE	<i>Institute of Electrical and Electronics Engineers</i>
LKC	Lei de Kirchhoff das Correntes
ONS	Operador Nacional do Sistema Elétrico.
OPGW	<i>Optical Fiber Composite Overhead Ground Wire</i>
PAG	Plano Alfa Generalizado
plano- α	Plano alfa.
plano- β	Plano beta.
PLC	<i>Power Line Carrier</i>
pu	por unidade
PUTT	<i>Permissive Underreaching Transfer Trip</i>
RMS	<i>Root-Mean-Square</i>
RTC	Relação de transformação do Transformador de Corrente

RTCA	Relação de transformação do Transformador de Corrente Auxiliar
RTP	Relação de transformação do Transformador de Potencial
RTPA	Relação de transformação do Transformador de Potencial Auxiliar
S/H	<i>Sampler and Holder</i>
SDH	<i>Synchronous Digital Hierarchy</i>
SEP	Sistema Elétrico de Potência
SIN	Sistema Interligado Nacional
SIR	<i>Source Impedance Ratio</i>
SONET	<i>Synchronous Optical Networking</i>
TACS	<i>Transient Analysis of Control Systems</i>
TC	Transformador de corrente
TCA	Transformador de corrente auxiliar
TP	Transformador de potencial
TPA	Transformador de potencial auxiliar
TPC	Transformador de potencial capacitivo
TPI	Transformador de potencial indutivo
UnB	Universidade de Brasília

1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO DO TEMA

Vive-se, hoje, em uma sociedade completamente dependente da energia elétrica. Equipamentos elétricos e eletrônicos de diversas formas, tamanhos e funcionalidades estão tão arraigados em nosso cotidiano, que o fornecimento constante desta forma de energia se torna imprescindível. Portanto, se podemos usufruí-la é porque um enorme e complexo sistema, que se estende por todo o território nacional, está em funcionamento: o sistema interligado nacional (SIN), composto por um grande número de equipamentos e dispositivos que operam em harmonia para garantir o seu suprimento.

A disponibilização de energia elétrica para os usuários finais passa pelas etapas de geração nas usinas, transmissão pelo sistema e distribuição nas cidades. Fazem parte deste processo, principalmente, geradores, transformadores de potência e linhas de transmissão, sendo as últimas mais abundantes e responsáveis pela conexão física entre fonte e usuário. A probabilidade da ocorrência de faltas varia entre os diversos componentes do sistema. Todos são vulneráveis ao mau funcionamento e acidentes. Entretanto, a dimensão, a quantidade e a exposição das linhas de transmissão as tornam muito mais suscetíveis às intempéries e ao vandalismo, de forma que, segundo Paithankar & Bhide (2007), elas são envolvidas em cinquenta por cento das faltas que ocorrem nos sistemas elétricos de potência. A descontinuidade do funcionamento de linhas ou de outros equipamentos, por vezes, implica a interrupção do fornecimento para usuários residenciais e industriais, o que, por sua vez, pode acarretar prejuízos financeiros tanto para o fornecedor, quanto para o consumidor de energia elétrica.

Adiciona-se ao problema das faltas no sistema, o crescimento da demanda por energia elétrica. Segundo a Empresa de Pesquisa Energética (EPE), o aumento no seu consumo, no Brasil, até 2020, será de 4,8% ao ano (EPE, 2011). A fim de atender esse crescimento, faz-se necessário

expandir e modernizar as instalações dos sistemas elétricos que compõem o SIN, o que acarreta no aumento da sua complexidade operacional. Nesse contexto, entram em cena os sistemas de proteção, que monitoram constantemente o sistema elétrico de modo a garantir a continuidade do serviço, danos mínimos à vida em casos de falha e que perturbações sejam extintas rápida e apropriadamente, evitando-se o desencadeamento de apagões de energia de grandes proporções (PAITHANKAR; BHIDE, 2007).

1.2 PROTEÇÃO DE LINHAS DE TRANSMISSÃO

Segundo os Procedimentos de Rede do Operador Nacional do Sistema Elétrico (ONS), as linhas de transmissão devem possuir dois sistemas de proteção completamente independentes, chamados de proteção unitárias ou restrita e proteção gradativa ou irrestrita (ONS, 2011). A proteção unitária recebe este nome, pois tem como função detectar e eliminar defeitos apenas no elemento protegido. Adicionalmente, ela deve ser capaz de detectar faltas em qualquer ponto da linha e ser capaz de eliminá-las em no máximo 150 ms, a depender do nível de tensão. A proteção gradativa, por outro lado, elimina falhas no elemento protegido e nos equipamentos adjacentes com atraso de tempo intencional. A função de distância é inerentemente gradativa, contudo, quando associada a um esquema de teleproteção, é capaz de prover a proteção unitária para a linha. Além disso, outros esquemas inerentemente unitários também são bastante utilizados, como é o caso da comparação de fase segregada e a própria função diferencial (ONS, 2009).

A depender da função de proteção escolhida, os requisitos para a comunicação variam consideravelmente e, deste ponto de vista, a proteção de distância é menos exigente, pois requer apenas o envio dos estados lógicos entre os relés, motivo pelo qual é tradicionalmente aplicada para proteger as linhas de transmissão. Entretanto, no quesito de cumprir a tarefa de proteção unitária, métodos baseados apenas na corrente, como a proteção diferencial, além de não precisarem de transformadores de potencial (TPs), apresentam bom desempenho em situações complexas como: inversão de tensão e corrente em linhas com compensação série; indução mútua; ou linhas com múltiplos terminais (TZIOUVARAS *et al.*, 2001). Em contra partida, exigem mais dos canais de comunicação, tanto em largura de banda disponível quanto em segurança, elevando os custos de projeto e tornando a função de distância a mais empregada (ZIEGLER, 2006).

Os meios de comunicação normalmente utilizados são: o fio de cobre, o ar e a fibra óptica através dos cabos OPGW (*Optical fiber composite overhead ground wire*). O uso da fibra em conjunto com as técnicas de comunicação digital fornece mais velocidade, segurança e capacidade de transmissão. Desde o início de sua aplicação, a fibra óptica vem ganhando força devido à redução no preço e dos benefícios que proporciona. Esta tecnologia coloca novamente em voga a proteção diferencial, satisfazendo os seus requisitos de comunicação de maneira mais acessível e com a possibilidade de aplicação para linhas longas. Dessa forma, as limitações restantes da proteção diferencial encontram-se, principalmente: na dependência dos transformadores de corrente (TCs), sujeitos à saturação; nos problemas que surgem da comunicação, como os atrasos na troca de informações; e na corrente capacitiva da linha de transmissão (SEZI *et al.*, 2008).

A implementação da proteção diferencial tradicionalmente aplicada é a proteção percentual, baseada nas correntes de operação e restrição. Uma vertente mais recentemente aplicada é a detecção de faltas via plano alfa (plano- α) (SEL, 2014), que avalia o quociente entre as correntes nos terminais da linha protegida. Esta forma de proteção diferencial consegue obter elevada segurança e confiabilidade através de uma característica de restrição direcionada para as principais dificuldades da proteção de linhas de transmissão. Dada a limitada disponibilidade de estudos acerca deste tipo de proteção, ele foi escolhido para compor as implementações computacionais desenvolvidas neste trabalho.

1.3 OS RELÉS DE PROTEÇÃO

O relé de proteção, equipamento responsável pela detecção das faltas, evoluiu muito com o passar dos anos, indo dos dispositivos eletromecânicos até chegarem aos modernos relés numéricos microprocessados. Nos primeiros, a operação se dava pela interação eletromagnética entre as correntes medidas e suas partes móveis. Já os últimos, apresentam arquitetura completamente digital com uso de microprocessadores, além de interface de configuração e análise via software, sendo ainda compatíveis com a comunicação por fibra óptica (ANDERSON, 1999). Com eles é possível superar ou, ao menos, amenizar as limitações da proteção diferencial citadas anteriormente, como será apresentado neste trabalho.

Os relés digitais apresentam uma variedade tão grande de funções e capacidades que estão

gradativamente tornando obsoletas as outras categorias. Com o avanço tecnológico, uma das desvantagens relacionadas aos relés numéricos está desaparecendo: o preço, que antes chegava a ser dez vezes maior que o de um relé analógico, foi reduzido sobremaneira com o passar dos anos, enquanto as tecnologias mais antigas ficaram mais caras devido à queda na produção e na demanda (PHADKE; THORP, 2009). Algumas importantes características dos relés numéricos microprocessados são (PHADKE; THORP, 2009):

- *Auto-monitoramento*: permite que o relé averigüe constantemente a existência de defeitos de hardware e software e emita mensagens de alerta ao operador, aumentando a confiabilidade do dispositivo.
- *Integração Digital*: permite a comunicação com diversos dispositivos, possibilitando acesso remoto e esquemas elaborados de proteção.
- *Flexibilidade*: diversas funções de proteção podem ser implementadas em apenas um equipamento.
- *Multifuncionalidade*: pode cumprir diversas tarefas simultaneamente como medição, monitoramento e controle.
- *Programável*: permite a inclusão de lógicas de proteção personalizadas para se adequar ao sistema protegido.

Em busca de melhor compreensão dos procedimentos relacionados à proteção com o uso destes relés e também buscando avaliar as características apresentadas pelos variados tipos de proteção, tornou-se usual a implementação de modelos computacionais dos relés numéricos microprocessados. Os softwares, normalmente utilizados para a análise de sistemas de proteção, possuem limitações em seus modelos, por serem dedicados à análise do sistema na sua frequência fundamental. Assim, o uso de softwares do tipo EMTP (*Electromagnetic Transients Program*) têm se mostrado uma alternativa viável para a modelagem e simulação de relés de proteção. A vantagem da utilização desse tipo de modelagem é que ela permite a realização da chamada simulação em malha fechada (do inglês *closed-loop simulation*), por meio da qual é possível avaliar o comportamento do sistema de potência frente à operação da sua proteção, bem como o da proteção frente às diversas situações de operação às quais pode ser submetida (MCLAREN *et al.*, 2001; CIGRÉ WG, 2006).

1.4 OBJETIVOS DO TRABALHO

São definidos dois objetivos principais: 1) Fazer uma análise teórica da proteção diferencial de linhas de transmissão via plano- α ; 2) Realizar a modelagem desta proteção através de um software do tipo EMTP. Para isso, são definidos como objetivos específicos:

- Fazer uma revisão dos fundamentos da proteção diferencial de linhas de transmissão.
- Deduzir analiticamente os quocientes do plano- α para todos os tipos de curto-circuito.
- Simular sistemas simplificados no MATLAB para avaliação das trajetórias das unidades diferenciais em regime permanente de falta com a variação de parâmetros do sistema.
- Simular um sistema elétrico através do software ATP (*Alternative Transients Program*).
- Utilizar o ambiente MODELS para a modelagem do relé de proteção diferencial.
- Avaliações transitórias e de regime permanente de falta utilizando o sistema do ATP de modo a verificar a atuação da proteção, o desempenho do modelo implementado e as trajetórias no plano- α com um sistema mais realístico.

1.5 ORGANIZAÇÃO DO TEXTO

Este trabalho está organizado como segue:

- No Capítulo 2, realiza-se o levantamento do estado da arte relacionado à modelagem de relés, análise e novas proposições da proteção diferencial de linhas de transmissão e estudos envolvendo o plano- α .
- No Capítulo 3, realiza-se a revisão teórica da proteção diferencial de linhas abordando os aspectos básicos, os planos de operação, detecção de curtos-circuitos utilizando o plano- α e as deduções analíticas dos quocientes deste plano. Também são realizadas as simulações no MATLAB visando verificar as trajetórias desenvolvidas e os efeitos da remoção da corrente capacitiva e de de carga.
- No Capítulo 4, descreve-se detalhadamente todos os passos para a modelagem da proteção, discriminando cada componente do sistema elétrico e do relé digital e explicando suas funções e como foram implementados.
- No Capítulo 5, são apresentados os resultados e análises de simulações em malha fechada ATP/MODELS e das simulações em regime permanente de falta no ATP.
- Por fim, no Capítulo 6, são feitas conclusões sobre os resultados obtidos com o trabalho e propostas para trabalhos futuros que possam dar continuidade à este estudo.

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Durante a elaboração deste trabalho, consultou-se uma grande variedade de materiais abordando as áreas da modelagem de relés numéricos microprocessados em programas do tipo EMTP, proteção diferencial de linhas e análises no plano- α . Desenvolve-se à seguir uma revisão do estado da arte acerca destes assuntos, de modo a evidenciar sua relevância para o desenvolvimento dessa dissertação.

2.1 MODELAGEM DE RELÉS NUMÉRICOS

Modelos computacionais de relés permitem a visualização e o ajuste de cada módulo que compõe estes dispositivos, podendo ser utilizados na produção e testes de novos equipamentos, na avaliação do desempenho de um sistema de proteção ou mesmo para o treinamento de novos engenheiros na área de proteção.

No campo da modelagem, os programas de análise de transitórios eletromagnéticos, como o EMTP e sua versão gratuita ATP, se destacam por permitirem uma análise mais completa dos sistemas de potência e sua interação direta com o sistema de proteção. Suas linguagens especializadas TACS (*Transient Analysis of Control Systems*) e MODELS facilitam a inclusão de dispositivos de controle, eletrônica de potência e a modularização dos modelos desenvolvidos. Outros softwares para a análise de transitórios são o PSCAD/EMTDC, NETOMAC, MORGAT, MICROTRAN. Também é comum a utilização do MATLAB/SIMULINK para o desenvolvimento de modelos e tarefas de controle. Para isso, são utilizados sinais provenientes de programas tipo EMTP através de uma interface adequada, usualmente elaborada em FORTRAN, C ou C++.

Chaudhary *et al.* (1992) apresentam a validação da modelagem do relé eletromecânico BDD15B da GE, cuja função é a proteção diferencial de transformadores. A modelagem foi feita

no EMTP a TACS, levando em consideração a característica percentual da função e a restrição por harmônicos. Neste caso, a curva de magnetização do transformador não foi considerada por não estar disponível. Na TACS, a condição de operação foi implementada na forma de uma equação diferencial de segunda ordem. A validação foi feita com um circuito R-L com um TC alimentando o relé. Escolhendo-se valores adequados para a resistência e a indutância, variando o instante da falta e ajustando a fonte de tensão do circuito, obtêm-se as correntes para testar o modelo do relé. Os resultados utilizando o modelo se mostraram fiéis ao comportamento obtido em testes com o relé real.

Bui *et al.* (1992) apresentam uma interface implementada em FORTRAN para ser usada junto com a rotina TACS do EMTP. O trabalho foi motivado pelo fato de a TACS possuir limitações, como o número de funções lógicas e a dificuldade de modelar tarefas cíclicas. Assim, a função da interface é permitir a transferência de variáveis entre a TACS (controle analógico) e as subrotinas em FORTRAN (controle digital), sem acrescentar nenhum atraso ao processo. Além disso, o uso da interface diminui o tempo de processamento uma vez que só é executada quando necessário e não em todas as iterações como na TACS. Para validar a interface, testes foram conduzidos em um modelo de controle digital HVDC (*High Voltage Direct Current*) efetuado primeiramente com a TACS e em seguida em FORTRAN através da interface desenvolvida. Os resultados mostram um ganho de 10% em tempo de processamento no segundo caso, indicando uma vantagem do uso desta interface. Entretanto, os autores deixam claro que a simulação utilizando um sistema real, que inclui muitas tarefas simultâneas, forneceria maior ganho de processamento, mas afirmam que a implementação deste tipo sistema é muito complicada, se não impossível com a TACS.

Um modelo de um relé de distância é desenvolvido por Wilson & Nordtorm (1993) utilizando a MODELS para criar os componentes do relé. São implementados um filtro analógico, conversor A/D (Analógico/Digital), Filtro de Fourier e a lógica da proteção de distância de um relé digital microprocessado. O EMTP é usado para simular uma linha de transmissão de 115 kV com 150 milhas e a aplicação de faltas. As simulações foram aplicadas ao modelo desenvolvido e a um relé real. Os resultados foram semelhantes em 100% dos casos, com apenas pequenas variações nos tempos de resposta. Os autores ressaltam o potencial didático dos modelos, que permitem a avaliação dos efeitos da variação dos diversos parâmetros internos ao relé, como a

taxa de amostragem e diferentes tipos de filtros. Além disso, destacam o uso de modelos para estudos de aplicação e falha de operação, anteriores aos testes laboratoriais ou em campo.

Com o mesmo enfoque, Kim *et al.* (2000) elaboram um modelo mais completo de um relé de distância para proteção de linha de transmissão utilizando o EMTP e a MODELS. As diferenças são o acréscimo da localização da falta, filtro para remoção de componente DC e a comparação dos algoritmos de estimação de fasores FCDFT (*Full Cycle Discrete Fourier Transform*), HCDFT (*Half Cycle Discrete Fourier Transform*) e Transformada de Walsh. São aplicadas faltas monofásicas e entre fases em vários pontos de uma linha de 154 kV com 160 km de extensão. Os permitem a correta simulação em malha fechada entre o sistema elétrico e o de proteção e destacam as diferenças do uso de cada um dos algoritmos de estimação citados e as facilidades obtidas pela aplicação da MODELS.

Considerando a importância da modelagem de relés, o IEEE *Power System Relaying Committee* formou um grupo de trabalho para levantar o estado da arte do assunto e recomendar as diretrizes para futuros estudos. McLaren *et al.* (2001) declaram que é importante que o analista conheça o evento que quer avaliar para escolher apropriadamente o modelo a ser utilizado. Normalmente, os softwares de ajuste das funções de proteção possuem um banco de dados considerável de relés, mas respondem apenas a sinais em regime permanente, desprezando o período transitório. Caso este último seja de interesse, faz-se necessário o uso de softwares do tipo EMTP ou modelos mais detalhados enviados pelos fabricantes normalmente em ambiente MATLAB. Independentemente do modelo escolhido, o ideal é que o mesmo seja validado com a resposta de relés em campo ou laboratório.

No trabalho apresentado por Luo & Kezunovic (2006), os autores sugerem uma nova abordagem para simulação de sistemas de proteção utilizando o ATP, a MODELS e modelos externos feitos em C++. Isso permite que o algoritmo do relé seja escrito em uma linguagem orientada a objeto, tornando a modelagem mais fácil e menos limitada. O modelo em C++ é então inserido no ATP através da *Foreign Model* (mecanismo da própria MODELS para compilar algoritmos externos). Neste caso, toda a parte de tratamento de sinais (filtros analógicos, conversores A/D) foi feita diretamente na MODELS, ficando na *Foreign Model* o algoritmo do relé, sendo que essa divisão foi feita para se aproveitar as vantagens de ambas as plataformas. O relé implementado em C++ possui quatro funções de proteção (distância de fase, distância de neu-

tro, sobrecorrente instantânea de fase e sobrecorrente instantânea de neutro), além da geração de arquivos de oscilografia e relatório de eventos. Para verificar os resultados desse tipo de implementação, uma subestação com linhas de transmissão foi inserida no software ATPDraw. Os resultados mostram a flexibilidade e a facilidade de utilização deste tipo de abordagem.

O relatório elaborado por CIGRÉ WG (2006) com detalhes da modelagem de relés via softwares do tipo EMTP reúne informações sobre os mais variados aspectos desde a aplicação, classificação e fontes de informação até a metodologia, validação e interfaceamento para teste dos modelos. O relatório destaca também a importância do conhecimento dos limites dos modelos desenvolvidos.

Perez (2006) propôs um novo método para modelar relés numéricos. Neste método ele utiliza um programa baseado em Visual C++, desenvolvido para obter do usuário as especificações do relé a ser modelado e para processar essa informação e gerar o código Fortran que representa o seu bloco funcional. Após ser gerado, esse código é incorporado ao PSCAD/EMTDC utilizando um recurso chamado “component”, que facilita a criação de modelos definidos pelo usuário no programa.

Silva *et al.* (2007) apresenta um estudo de proteção para uma linha de 230 kV com três terminais, no qual avalia-se o desempenho de um modelo de relé de distância. Para tanto, o sistema foi modelado no ATP e todo o relé foi inserido através da linguagem MODELS. A comunicação entre os relés e a modelagem dos disjuntores também foram consideradas. O modelo permite a utilização de esquemas de teleproteção como DUTT (*Direct Underreaching Transfer Trip*), PUTT (*Permissive Underreaching Transfer Trip*) e DCB (*Directional Comparison Blocking*). Foram simulados casos de corrente de *infeed* e *outfeed* para verificar o desempenho dos esquemas de proteção. Este tipo de estudo encoraja os engenheiros a utilizarem o ATP para avaliar as limitações dos esquemas de proteção antes dos mesmos serem instalados em campo.

Espinoza (2011) utiliza o ATP juntamente com a *Foreign Models* para a análise da proteção de linhas de transmissão. É mostrada a metodologia para implementação do relé e a utilização de arquivos no formato COMTRADE a partir do próprio ATP. O relé foi implementado com a função de distância com curvas características mho e quadrilateral. Os testes foram feitos considerando o sistema de referência indicado pelo IEEE Power System Relaying Committee e sinais correspondentes a eventos de falta de casos reais no sistema interligado da Colômbia. Por

fim, mostra-se a efetividade deste tipo de modelagem para estudos de coordenação da proteção.

Utilizando uma abordagem semelhante àquelas apresentadas anteriormente, Molas & Silva (2012) desenvolveram um modelo de relé diferencial numérico para a proteção de uma linha de transmissão de 230 kV com 180 km de extensão. O sistema elétrico foi simulado no ATP enquanto a MODELS foi utilizada para o desenvolvimento dos componentes do modelo do relé. Desta forma, realizou-se a simulação em malha fechada que permite a avaliação da dinâmica entre o sistema elétrico de potência (SEP) e o esquema de proteção. O modelo inclui todos os passos necessários para representar a operação do relé numérico, desde a aquisição dos sinais analógicos, filtragem, digitalização, estimação fasorial e, por fim, a lógica diferencial. Modelou-se também o canal de comunicação para gerar os atrasos entre as informações enviadas pelos relés de cada terminal, considerando-se a sincronização por GPS (*Global Positioning System*). Os resultados indicam o correto funcionamento do sistema de proteção para uma grande variedade de faltas, validando o modelo que pode ser utilizado de forma didática, ou mesmo para simular casos mais complexos aos quais o sistema possa ser submetido.

Finalmente, Tavares *et al.* (2012) modelaram a proteção diferencial numérica de transformadores de potência com o uso da MODELS e do ATP/ATPDraw. O esquema também foi utilizado para realizar uma análise em massa de uma grande variedade de tipos de curtos-circuitos em transformadores, de modo a evidenciar os limites de sensibilidade dos ajustes adotados nas funções de proteção implementadas, a saber: diferencial de fase, diferencial de sequência negativa e proteção de falta à terra restrita. Os resultados evidenciam as vantagens dessa abordagem, que une conhecimentos das áreas de estudos elétricos e proteção.

2.2 PROTEÇÃO DIFERENCIAL DE LINHAS DE TRANSMISSÃO

Com o surgimento dos relés digitais e da comunicação por fibra óptica na década de 80, a proteção diferencial para linhas de transmissão que se encontrava em relativa estagnação passa a ganhar força novamente. Diversos estudos foram elaborados com o enfoque no uso destas tecnologias para prover a segurança e confiabilidade que os relés de proteção diferencial da época não eram capazes de proporcionar. Sun & Ray (1983), Sugiyama *et al.* (1984) e Aggarwal & Johns (1986) são exemplos de trabalhos que apresentam relés diferenciais aptos

para efetuar a proteção de linhas de mais de 150 km com uso de esquemas de comunicação por fibra óptica entre os relés.

Nos anos que se sucederam, a proteção diferencial foi alvo de estudos com diversos objetivos: novas implementações, melhorias nos algoritmos de proteção existentes, remoção da corrente capacitiva, aperfeiçoamento da comunicação e eficiência na troca de informações entre os relés. A seguir serão mencionados alguns dos trabalhos mais importantes e inovadores das categorias citadas.

Lobos (1991) efetua a proteção diferencial baseando-se na componente instantânea de sequência positiva de cada terminal. Para isso, o autor lança mão do algoritmo SD4c/SD4s que extrai as partes real e imaginária do fasor de sequência positiva, respectivamente. Desta forma, a sensibilidade da análise diferencial passa a ser independente das fases do sistema. Aplicados a uma linha de 220 kV com 50 km de comprimento, as atuações ocorreram em menos de 8 ms para faltas trifásicas e bifásicas-terra.

A proteção diferencial por comparação de carga é fortemente recomendada por Ernst *et al.* (1992). Apesar de ser uma variação da proteção diferencial tradicional, os autores mostram que este método é capaz de superar os problemas críticos da proteção diferencial, a saber: compensação de atraso de canal, grande capacidade de transmissão de dados, perda da proteção devido à queda do canal de comunicação. Além disso, em meio as análises desenvolvidas, o artigo apresenta a característica de restrição arco-íris (do inglês, *rainbow*) do plano polar, a precursora da característica do plano- α avaliada nesta dissertação.

Ward & Erwin (1993) revisam os esquemas de proteção diferencial percentual e por comparação de carga. À luz destes métodos, os autores avaliam velocidade, sensibilidade, segurança, confiabilidade dos esquemas de proteção através da análise de condições como *weak feed*, erros e saturação de TCs, corrente capacitiva e dos atrasos da comunicação entre os relés. O trabalho traz conclusões que podem ser úteis na escolha dos ajustes da proteção diferencial de linhas.

No que diz respeito ao uso de fasores para efetuar a detecção de faltas na proteção diferencial, são comuns os algoritmos de Fourier de um ciclo ou de meio ciclo. Adamiak *et al.* (1998) apresentam uma abordagem que faz uso de um algoritmo de Fourier de janela variável em conjunto com *phaselets* para obter uma estimativa mais rápida e, conseqüentemente, maior velocidade de atuação para o relé. Os autores também introduzem o conceito de *Goodness of*

F_{it} , uma medida da variância entre a forma de onda estimada e aquela obtida pelas amostras reais, para sugerir uma característica de restrição adaptativa, capaz de responder à deformidades na forma de onda, melhorando a confiabilidade e a segurança do sistema de proteção. Outros aspectos como a arquitetura e o atraso da comunicação bem como a compensação da corrente capacitiva são investigados.

Com relação à comunicação entre relés diferenciais, tradicionalmente, aplica-se uma forma de correção do atraso de comunicação que pressupõe canais simétricos, ou seja, aqueles no qual os atrasos dos caminhos de ida e de volta são idênticos. Com o surgimento dos padrões SONET (*Synchronous Optical Networking*)/SDH (*Synchronous Digital Hierarchy*) para comunicação de alta velocidade com fibra óptica e micro-ondas, canais assimétricos passaram a se tornar uma possibilidade comum nos sistemas de comunicação modernos. Hall *et al.* (2003) apresentam um relé testado em campo que efetua comunicação através de GPS para sincronizar a amostragem feita pelos relés envolvidos no esquema de proteção. O sistema é capaz de manter a correta sincronização quando há assimetria de canais, além de incluir um sistema de *backup* que assume a tarefa de sincronização no caso da perda do sinal de GPS, mesmo com variação no atraso de qualquer trecho.

Uma variação da análise diferencial tradicional é apresentado por Darwish *et al.* (2005) no qual as potências ativa e reativa, em cada terminal do sistema, são utilizadas no lugar da corrente para efetuar a detecção de faltas. A análise diferencial é feita através de potências de operação e restrição de forma análoga aos métodos que utilizam corrente. O par de termos utilizados para calcular estas grandezas é obtido como a média de um ciclo de potências instantâneas de cada terminal, o que, segundo os autores, garante a virtual imunidade contra problemas de desalinhamento de amostras. Além disso, os resultados apresentados indicam mais tolerância à resistências de falta elevadas do que os métodos tradicionais.

Tendo em vista o aumento no número de sistemas com múltiplos terminais, principalmente em sistemas de sub-transmissão, Gajic *et al.* (2007) indicam a proteção diferencial como sendo uma opção melhor que os usuais esquemas de distância. Os autores apresentam resultados da utilização em campo de relés diferenciais para sistemas de 132 kV com 3 e 5 terminais. O método de detecção utilizado foi a proteção percentual em conjunto com um discriminador de faltas internas e externas. Os resultados dos testes confirmaram a eficiência do esquema escolhido que,

inclusive, foi capaz de detectar faltas em casos com *outfeed* em um dos terminais. O trabalho é continuado em Gajic *et al.* (2009) com a aplicação do mesmo esquema de proteção a um sistema de 400 kV com 5 terminais, linhas longas e compensadas. Foi adicionado à lógica de proteção um método de remoção da corrente capacitiva que faz uso apenas da corrente. Novamente, os resultados mostraram que o algoritmo é capaz de detectar as faltas apropriadamente sem a interferência da corrente capacitiva, indicando que o uso da proteção diferencial para linhas com múltiplos terminais é viável e recomendado.

Para lidar com as dificuldades relacionadas ao atraso do canal de comunicação, Pires & Guerreiro (2008) propõem a utilização da transformação ABC- $dq\theta$, que converte as grandezas trifásicas equilibradas de ambos os terminais em três grandezas síncronas DC, utilizadas para realizar a análise diferencial percentual normalmente. As simulações desenvolvidas no MATLAB/SIMULINK mostram que a detecção da falta pode ser efetuada apenas pela análise da componente direta. A presença de componentes AC em $dq\theta$ indica desbalanceamentos e, portanto, uma falta assimétrica, enquanto a presença de uma componente θ maior que um limiar pré definido indica uma falta envolvendo a terra. Além disso verifica-se que a detecção permanece confiável mesmo com 1000Ω de resistência de falta e que atrasos na comunicação são pouco relevantes para este tipo de análise.

Sezi *et al.* (2008) apresentam experiências da aplicação de relés digitais em campo. Os autores destacam a multifuncionalidade destes dispositivos que permite a combinação das proteções diferencial e de distância fornecendo um esquema muito seguro e confiável. Uma característica de restrição diferencial adaptativa é introduzida e diversos aspectos relacionados aos ajustes do relé e às dificuldades encontradas na proteção diferencial de linhas são discutidos. Atenção especial é dada à comunicação entre os dispositivos, abordando temas como os atrasos e correções, tipos de fibra e topologia de comunicação.

Kasztenny *et al.* (2010) avaliam a proteção diferencial de linhas com transformadores em paralelo. Esta topologia apresenta dificuldades como: as correntes de carga drenadas por estes transformadores; o isolamento de faltas que ocorram em seu lado de baixa; correntes devido a energização dos transformadores somadas as correntes de energização da linha; e *infeed* de sequência zero causado pelos transformadores durante faltas externas na linha de transmissão. As soluções apresentadas envolvem aumento da corrente de *pick-up* do relé, inclusão de algumas

das correntes nos ramos paralelos na lógica diferencial da linha de transmissão, supervisão dos ramos paralelos com proteção de distância e remoção da componente de sequência zero das correntes antes do cálculo diferencial. Uma vez que grande parte da dificuldade está em ajustar corretamente o alcance da proteção de distância, o artigo dá algumas indicações e diretrizes para esta tomada de decisão.

Um estudo bastante diversificado sobre os limites de sensibilidade de alguns tipos de proteções de linhas é desenvolvido por SCHWEITZER III *et al.* (2011). São discutidos fatores como: resistência de falta, desequilíbrio da linha e corrente capacitiva, reatores de linha, capacidade de curto-circuito do sistema, variações da carga, atuações sucessivas, influência da oscilação de potência, entre outros. Para cada tópico abordado são avaliadas as proteções diferencial, distância, sobrecorrente e direcional, sempre destacando como são afetadas a confiança e sensibilidade destes esquemas de proteção. Fica clara a importância do uso das unidades de sequência para garantir elevada sensibilidade e também dos cuidados a serem tomados para que a segurança da proteção não seja prejudicada. Também são apresentadas maneiras de melhorar a sensibilidade durante problemas transitórios ou de regime permanente causados por instrumentos.

Kasztenny *et al.* (2011) reúnem em um único trabalho grande parte dos conceitos necessários para a compreensão do estado atual da proteção diferencial digital de linhas do ponto de vista da comunicação entre os relés e sincronização de dados. O trabalho aborda de forma detalhada e explicita as vantagens e desvantagens dos seguintes tópicos: diferenças entre esquemas de canais diretos e multiplexados; requisitos e particularidades da sincronização de dados; esquemas de sincronização que fazem uso de fontes de tempo externas e estratégias de *backup*; design de relés voltado para os problemas típicos de comunicação; e monitoramento de canais. Os autores concluem destacando que as facilidades proporcionadas pela proteção diferencial de linhas vem acompanhadas de uma grande quantidade de minúcias em relação à comunicação. Pode-se conseguir uma boa melhora no desempenho da proteção ao efetuar um projeto adequado do relé, levando em conta que as infra-estruturas de comunicação existentes muitas vezes não são apropriadas para a proteção que está sendo aplicada, condição que deve estar coberta no desenvolvimento dos relés.

2.3 ANÁLISES NO PLANO ALFA

O plano- α foi proposto originalmente por Warrington (1962), quando o autor apresenta os planos complexos alfa e beta para a avaliação da proteção diferencial percentual. Porém, sua análise aborda apenas o mapeamento da proteção nestes planos, com o intuito de aplicar a teoria de comparadores, para facilitar a compreensão e o desenvolvimento de lógicas para a detecção de faltas. Estas análises mostram que o mapeamento do limiar de atuação da proteção diferencial percentual no plano- α é uma circunferência com o centro sobre eixo real negativo e cujo raio depende do ajuste percentual do relé. Esta circunferência delimita as regiões de restrição em seu interior e de atuação em seu exterior.

Assim como é feito para a proteção de distância com o plano R-X e suas diversas características de operação, o estudo do comportamento dos quocientes do plano- α correspondentes à operação de uma linha de transmissão permite o desenvolvimento de características de restrição direcionadas para as particularidades de sua proteção. Desta forma, a proteção diferencial deixa de ser baseada nas correntes de operação e restrição do sistema e passa a depender dos quocientes entre as correntes em ambos os terminais da linha protegida.

Navarro *et al.* (2003) apresentam o plano- α como uma alternativa viável para avaliar o comportamento da proteção diferencial percentual (característica circular) de linhas de transmissão durante situações complexas de falta. Os autores simulam faltas no ATP e utilizam o MATLAB para avaliar a trajetória dos pontos no plano- α partindo da pré-falta até o regime permanente de falta. São avaliadas faltas externas, internas, condição de *outfeed*, atraso de comunicação e compensação série da linha. Fica clara a importância da correção do atraso da comunicação que pode causar atuação indevida dos relés e também destaca-se baixa influência da compensação série sobre a detecção de faltas.

A característica de restrição ideal para a proteção diferencial de linhas, descrita por Ernst *et al.* (1992) em um plano complexo simples, foi levada ao plano- α por Tziouvaras *et al.* (2001) em uma avaliação detalhada da confiabilidade e segurança da proteção diferencial. Neste artigo, os autores listam as diversas implementações da proteção diferencial e suas respectivas representações no plano- α (características circulares e não circulares) e comparam seu desempenho com a característica arco-íris modificada, chamada de elemento diferencial do plano- α (ROBERTS

et al., 2003). Segundo os autores, o elemento apresenta grande tolerância à erros na estimação do atraso do canal de comunicação, saturação dos TCs, faltas com *outfeed* e proporciona mais sensibilidade que a característica percentual tradicional para faltas internas.

Carroll *et al.* (2002) apresentam um estudo de caso do sistema de 110 kV da empresa Tacoma Power dos EUA. O sistema de proteção diferencial inicialmente instalado passou a apresentar sérios problemas de segurança quando o esquema de comunicação por fibra óptica do tipo SONET foi aplicado. Os relés diferenciais existentes não foram capazes de operar corretamente devido aos atrasos de comunicação e, principalmente, à assimetria dos canais causada pelo chaveamento ou instabilidade das redes SONET. Para lidar com estes problemas foi necessária a substituição dos relés por novos modelos que faziam uso do elemento diferencial proposto por Tziouvaras *et al.* (2001) em conjunto com a aplicação do padrão IEEE C37.94 (IEEE C37.94, 2002) para interface ótica entre relés e SONET. O novo sistema apresentou melhoras significativas parcialmente atribuídas ao desempenho do elemento diferencial do plano- α , capaz de tolerar canais de comunicação com grandes atrasos variáveis, permitindo o uso mais eficiente das redes de comunicação em um modo compartilhado.

Dando continuidade aos estudos acerca do elemento diferencial, Tziouvaras *et al.* (2003) elaboram um novo artigo que aborda a utilização das correntes de sequência além das de fase para a detecção de faltas. Os autores sugerem um esquema de proteção diferencial que utiliza cinco unidades diferenciais no plano- α , sendo que três correspondem às fases A, B e C e as restantes representam as componentes de sequência negativa e zero. O esquema propõe a utilização das unidades de fase para a detecção de faltas trifásicas e seleção de fases em operações com abertura monopolar, enquanto as unidades de sequência se responsabilizam pelos outros tipo de curtos, inclusive casos com elevada resistência de falta. O sistema inclui uma lógica para desabilitar ou atrasar a operação das unidades de sequência por um pequeno período após faltas externas com saturação de TC que podem gerar atuações indevidas das mesmas. Benmouyal & Lee (2004) explicam detalhadamente este fenômeno destacando que a unidade de sequência zero é menos estável e por isso mais sensível à este tipo de atuação. Os autores propõem uma forma para mitigar o problema que faz uso das componentes DC e harmônicas de segunda ordem dos sinais de corrente de ambos os terminais.

O estudo das trajetórias dos quocientes de regime permanente de falta do plano- α em

variadas condições de contingência é elaborado por Benmouyal (2005). Com esta finalidade, são obtidas analiticamente as equações que representam estes quocientes para uma falta monofásica em uma linha curta, deixando evidentes os parâmetros que influenciam suas trajetórias. São avaliadas as unidades de fase e sequência considerando variações nos seguintes parâmetros: o carregamento da linha, o seu comprimento, a resistência de falta, saturação de TCs, aberturas monopulares, corrente capacitiva e oscilações de baixa frequência. Os autores demonstram a sensibilidade finita contra faltas resistivas apresentada pelas unidades de fase em contraste com a independência das unidades de sequência em relação a este parâmetro e à corrente de carga do sistema. Também destaca-se que para faltas durante aberturas monopulares as unidades de sequência passam a ser influenciadas pela resistência de falta e, no caso de linhas longas, pela corrente capacitiva. A remoção da corrente de sequência de pré-falta destas unidades devolve sua sensibilidade original. Este assunto é tratado por Benmouyal & Mooney (2006), que apresentam um algoritmo para manter a estabilidade e segurança das unidades de sequência baseado na aquisição da corrente de pré-falta pelo filtro delta e sua variação com memória.

Miller *et al.* (2010) fazem uma revisão das soluções existentes para a proteção diferencial de linhas. Os autores pressupõem a utilização da proteção diferencial via plano- α com o elemento diferencial descrito anteriormente. O artigo aborda os diversos aspectos de relevância para este tipo de proteção, apresentando lógicas e algoritmos para terminais com disjuntores duplos, compensação da corrente capacitiva, linhas com transformadores diretamente conectados e linhas de múltiplos terminais (plano- α generalizado). O texto dá ênfase também aos requisitos de comunicação como atrasos, velocidade, manipulação e sincronização de dados.

Tendo em vista o número reduzido de conteúdo explicativo relacionado à operação da proteção diferencial de linhas de transmissão baseada no plano- α e da utilização do elemento diferencial modificado, Molas *et al.* (2012) fazem uma breve revisão destes tópicos e adicionam uma possível implementação da detecção de faltas utilizando a teoria dos comparadores. O objetivo do artigo é expor o conteúdo de forma clara, para que futuros engenheiros tenham uma referência inicial no assunto, assim como existe para a proteção de distância. As implementações consistem em definir a zona de restrição através de quatro comparadores de fase, que utilizam apenas as partes real e imaginária das grandezas envolvidas para determinar a sua localização no plano- α . As simulações resultam em rápidas e corretas atuações da proteção

diferencial facilmente compreensíveis pela análise da variável binária de restrição.

Novamente buscando a divulgação de material explicativo à cerca da detecção de faltas via plano- α , Molas *et al.* (2013) dão continuidade ao trabalho iniciado por Benmouyal (2005) expandindo às deduções analíticas para os tipos de curto-circuitos restantes: trifásico, bifásico e bifásico terra. O artigo apresenta todas as equações, que deixam evidente a influência da corrente de carga nas unidades de fase inexistente nas unidades de sequência. Além disso, o artigo também destaca o efeito da corrente capacitiva existente em linhas longas sobre as trajetórias esperadas das unidades diferenciais e apresenta resultados com sua remoção e com a remoção da corrente de carga de pré-falta das unidades de fase.

Kasztenny *et al.* (2013) elaboram um completo tutorial sobre o funcionamento da proteção diferencial presente nos mais modernos relés microprocessados, destacando as duas principais vertentes, percentual e via plano- α , e expondo suas semelhanças e seus principais pontos fortes e fracos. O texto aborda aspectos já tratados anteriormente pelos autores de forma mais clara e rica em detalhes, visando ao máximo o aproveitamento das vantagens de cada forma de proteção. Os assuntos tratados incluem as dificuldades básicas da proteção diferencial como saturação de TCs, alinhamento de fasores e corrente capacitiva das linhas longas, bem como discussões relacionadas aos algoritmos adaptativos inseridos na lógica de proteção, que alteram modos de operação e ajustes durante o funcionamento do sistema.

FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA DA PROTEÇÃO DIFERENCIAL DE LINHAS DE TRANSMISSÃO

3.1 PRINCÍPIOS DA PROTEÇÃO DE SISTEMAS ELÉTRICOS

Os sistemas de proteção existem para tornar o suprimento de energia aos usuários mais confiável e seguro. Dispositivos de proteção adequados devem ser instalados junto aos equipamentos envolvidos nessa tarefa com o intuito de mitigar danos provenientes de defeitos. Espera-se que um sistema de proteção operando corretamente possa: detectar defeitos sem atrasos adicionais, isolar a parte afetada com o mínimo de desligamentos, ser sensível aos menores indicadores de problemas e, ao mesmo tempo, seguro para não atuar indevidamente. Além disso, o sistema de proteção deve apresentar redundâncias e/ou proteção de *back-up* que atuarão em caso de falha dos equipamentos ou da proteção principal.

Lista-se abaixo a nomenclatura usada para se referir à algumas das características supracitadas além de outros requisitos básicos de um sistema de proteção (ANDERSON, 1999):

- *Sensibilidade*: capacidade de identificar as faltas para as quais foi projetado.
- *Confiabilidade*: habilidade de atuar corretamente quando necessário.
- *Segurança*: capacidade de evitar a atuação indevida.
- *Seletividade*: habilidade de prover máxima continuidade no serviço com um mínimo de desconexões necessárias para isolar uma falta.
- *Coordenação*: determinação de ajustes apropriados entre os dispositivos que protegem um determinado elemento afim de prover seletividade durante a operação.
- *Velocidade*: capacidade de atuar rapidamente, de maneira a reduzir o tempo de duração das faltas, minimizando os danos ao sistema protegido.
- *Simplicidade*: utilização mínima de equipamentos e circuitos para efetuar a proteção.

3.2 FUNDAMENTOS DA PROTEÇÃO DIFERENCIAL (FUNÇÃO 87)

O relé diferencial é aquele que opera quando a diferença vetorial entre duas grandezas elétricas do mesmo tipo, tensão ou corrente, por exemplo, excede um limiar pré-determinado. Desse modo, diversos tipos de relés podem ser usados para operar como diferencial desde que conectados da maneira apropriada (MASON, 1956). A proteção diferencial de sobrecorrente baseia-se na Lei de Kirchhoff das Correntes (LKC), isto é, no fato de que a soma algébrica das correntes em um determinado nó de um sistema operando normalmente deve ser igual a zero. Nesse caso, o nó seria o elemento protegido, que pode ser um transformador (87T), um barramento (87B) ou uma linha de transmissão (87L).

Na proteção diferencial a zona de proteção é delimitada pelos TCs, como pode ser visto no diagrama unifilar da Figura 3.1(a). Além disso, a função 87 é intrinsecamente segregada por fase, ou seja, cada fase do sistema apresenta um par de TCs responsáveis pela aquisição das correntes. Dessa forma a detecção de faltas é feita independentemente em cada uma delas, possibilitando a abertura monopolar dos disjuntores, garantindo flexibilidade e seletividade para o sistema de proteção. Diz-se que a proteção diferencial que utiliza correntes de fase é feita pelas unidades de fase 87LA, 87LB e 87LC, como serão chamadas daqui em diante.

Seguindo uma abordagem eletromecânica, um relé de sobrecorrente conectado da forma indicada na Figura 3.1(a) desempenha a função diferencial. A aplicação da LKC neste sistema resulta na corrente de operação I_{op} que passa pelo relé de sobrecorrente 50/51. Idealmente, nas condições de funcionamento normal do sistema e para curtos fora dessa região, os fasores de corrente entrando e saindo do elemento protegido apresentam o mesmo módulo e sentidos opostos. Nesta situação, I_{op} é nula e a proteção diferencial não atua. Por outro lado, durante uma falta dentro da região protegida I_{op} é maior que zero, permitindo a detecção do defeito caso ultrapasse o valor de *pick-up* I_{pk} do relé de sobrecorrente. Entretanto, a aplicação pura deste conceito é pouco recomendada devido aos erros intrínsecos no processo de aquisição das correntes (NAVARRO *et al.*, 2003). Os TCs utilizados não são ideais, ou seja, as correntes \bar{I}_1 e \bar{I}_2 medidas apresentam erros de módulo e ângulo que crescem à medida que a corrente primária se eleva. A combinação dos erros de medição em cada terminal resulta em uma corrente de operação espúria que pode assumir valores elevados para faltas externas, possivelmente causando a atuação indevida do relé diferencial. A origem deste problema está na corrente consumida pelo

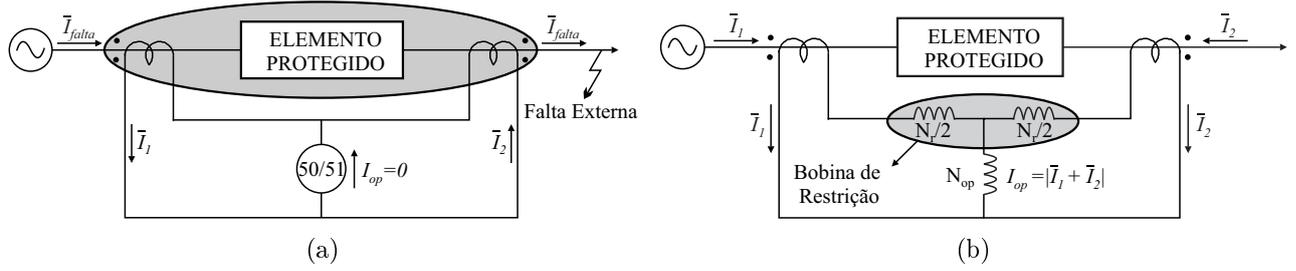


Figura 3.1. (a) Região Protegida. (b) Relé Diferencial Percentual. N_r e N_{op} representam o número de espiras das bobinas de restrição e operação respectivamente.

ramo de magnetização dos TCs, responsável pelos erros de medição nas correntes obtidas e que os torna suscetíveis à saturação. Para lidar com estas situações, aplica-se a proteção diferencial percentual.

Nos relés eletromecânicos, a proteção diferencial atua devido ao torque de operação τ_{op} , gerado em sua bobina interna, que é proporcional à corrente de operação. No relé percentual, um torque de restrição τ_{res} é gerado pela passagem de corrente pela bobina de restrição. Este torque reforça o τ_{op} do relé quando um curto ocorre dentro da região protegida e o enfraquece para faltas fora desta região. A Figura 3.1(b) apresenta um esquema simplificado de um relé eletromecânico diferencial percentual. Nela, N_r e N_{op} representam o número de espiras nas bobinas de restrição e de operação, respectivamente.

Para avaliar a atuação do relé, observa-se que na iminência da operação o torque de operação se iguala ao torque de restrição. Assim, avaliando-se a relação entre os torques gerados em cada bobina durante uma falta externa, pode-se obter a relação mostrada em (3.1) (PAITHANKAR; BHIDE, 2007):

$$|\bar{I}_1 + \bar{I}_2| = K \frac{|\bar{I}_1 - \bar{I}_2|}{2} + K_0, \quad (3.1)$$

onde $K = N_r/N_{op}$ e K_0 corresponde ao torque proporcionado por uma mola de restrição, responsável por definir a corrente mínima de *pick-up* do relé.

Definindo-se os termos $|\bar{I}_1 + \bar{I}_2|$ como corrente de operação e $\frac{|\bar{I}_1 - \bar{I}_2|}{2}$ como corrente de restrição I_{res} , obtém-se a característica de operação da proteção diferencial percentual, como mostra (3.2). Percebe-se que a atuação do relé se dá quando I_{op} é maior que uma porcentagem K de I_{res} mais seu $I_{pk} = K_0$. Dessa forma, apenas com a adição da bobina de restrição, a atuação do relé diferencial fica mais difícil a medida que I_{res} aumenta, tornando-o mais estável para faltas fora da região protegida (PAITHANKAR; BHIDE, 2007). Também é possível interpretar

(3.1) como a superposição de duas condições necessárias para a atuação relé, como indicado por (3.3), o que garante um pouco mais de sensibilidade ao relé, como será mostrado mais adiante.

$$I_{op} > KI_{res} + I_{pk}, \quad (3.2)$$

$$I_{op} > KI_{res} \text{ e } I_{op} > I_{pk}. \quad (3.3)$$

A proteção digital herdou estes princípios, porém sua aplicação é muito mais flexível, de forma que, a depender do fabricante, a utilização de (3.3) é complementada por diversas lógicas, visando melhorar o desempenho, a confiabilidade e a segurança do sistema de proteção. Algumas destas lógicas incluem a detecção de faltas externas, detecção de saturação de TCs, remoção de corrente capacitiva, características de operação adaptativas e uso de amostras instantâneas e de fasores, simultaneamente. Boa parte destas lógicas são implementadas via software e são facilmente customizáveis, evidenciando a versatilidade dos relés digitais.

Neste tipo de equipamento é usual se referir à I_{op} como a corrente diferencial I_{dif} , definida por (3.4), como apresentado anteriormente. Porém, a corrente de restrição apresenta diferentes definições (TZIOUVARAS *et al.*, 2001):

$$I_{dif} = |\bar{I}_1 + \bar{I}_2|, \quad (3.4)$$

$$I_{res} = K |\bar{I}_1 - \bar{I}_2|, \quad (3.5)$$

$$I_{res} = K (|\bar{I}_1| + |\bar{I}_2|), \quad (3.6)$$

$$I_{res} = \max(|\bar{I}_1|, |\bar{I}_2|), \quad (3.7)$$

$$I_{res} = \sqrt{|\bar{I}_1| \cdot |\bar{I}_2| \cos \theta_{12}}, \quad (3.8)$$

sendo que θ_{12} é o ângulo entre \bar{I}_1 e \bar{I}_2 . As formas mais comumente aplicadas são (3.6) e (3.7) pois permitem mais de dois elementos de restrição para sistemas com múltiplos terminais ou com restrição por componentes harmônicas.

Nas lógicas que serão apresentadas ao longo deste trabalho, sempre que for mencionado o cálculo de uma corrente diferencial ou restrição, seja na forma fasorial ou instantânea, serão aplicadas (3.4) e (3.6), respectivamente, a menos que seja dito o contrário. Neste caso, as equações serão apresentadas.

3.2.1 Correção da relação de transformação dos TCs (Normalização)

A necessidade das medições de ambos os terminais do elemento protegido traz um impasse natural para a proteção diferencial: se os TCs tiverem relações de transformação diferentes, as correntes medidas em cada terminal não possuirão a mesma ordem de grandeza. Para lidar com este problema, deve ser aplicada uma correção às correntes medidas, como parte dos algoritmos do relé. Uma solução é normalizar as correntes para o sistema por unidade (pu) através de uma base comum. A base escolhida neste trabalho é a maior corrente nominal primária entre todos os TCs que delimitam a zona de proteção. Então, cada terminal deve calcular um TAP de normalização, como mostram (3.9) e (3.10).

$$\text{TAP}_n = \frac{I_{nom}^{max}}{RTC_n}, \quad (3.9)$$

$$\bar{I}_{norm,n} = \frac{\bar{I}_{sec,n}}{\text{TAP}_n}, \quad (3.10)$$

nas quais, TAP_n é o TAP calculado no terminal n , I_{nom}^{max} é a máxima corrente primária dos TCs da zona de proteção, RTC_n e $\bar{I}_{norm,n}$ são a relação de transformação do TC e a corrente normalizada do terminal n , respectivamente.

Os valores normalizados podem ser transformados de volta para valores secundários ou primários multiplicando-os pelo TAP correspondente ou pela base I_{nom}^{max} , respectivamente.

3.3 PLANOS DE REPRESENTAÇÃO

Para melhor visualizarmos os fenômenos ocorridos durante a atuação do relé diferencial percentual, duas ferramentas gráficas são comumente utilizadas: o plano de operação e o plano- α . O primeiro é obtido plotando-se no plano cartesiano a corrente de operação em função da corrente de restrição. Na Figura 3.2(a) pode-se verificar as características de operação, definidas pelas Equações (3.2) (reta superior) e (3.3) (reta inferior), separando as regiões de atuação e restrição do relé. A inclinação K das retas representa sua sensibilidade, de forma que quanto maior K menos sensível ele será. O trecho hachurado indica o ganho em sensibilidade de (3.3) mencionado anteriormente. As correntes I_{op} e I_{res} são calculadas ao longo do tempo, caso uma combinação destes valores esteja localizado na zona de atuação, uma falta é detectada. Para lidar com situações como a saturação de TCs é possível utilizar dois valores de K para

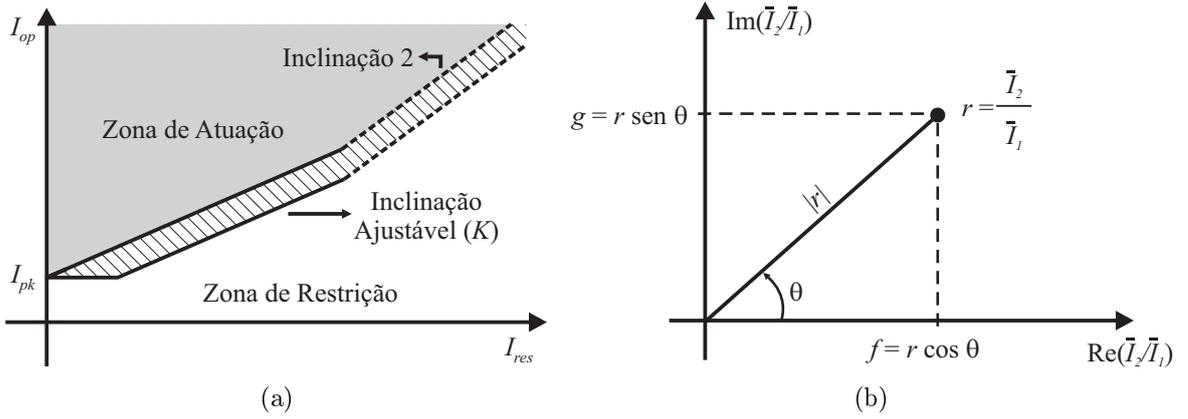


Figura 3.2. Planos de Representação. (a) Plano Operacional. (b) Plano- α .

satisfazer diferentes condições do sistema, resultando em uma característica denominada *dual slope*, pontilhada na Figura 3.2(a). Pode-se ainda implementar a variação adaptativa de K de acordo com a situação em que se encontra o sistema.

O plano- α , originalmente proposto por Warrington (1962), é um plano complexo que apresenta grande utilidade para a proteção diferencial de linhas de transmissão. Ele representa a razão das correntes nos terminais da linha ($\frac{\bar{I}_2}{\bar{I}_1}$) através de sua parte real e imaginária. O plano que representa o inverso deste quociente ($\frac{\bar{I}_1}{\bar{I}_2}$) é chamado de plano beta (plano- β) e apresenta resultados equivalentes de um referencial diferente, neste caso, o relé localizado no terminal remoto da linha. Define-se o plano- α a partir das Equações (3.11) a (3.13), representadas na Fig 3.2(b).

$$\frac{\bar{I}_2}{\bar{I}_1} = f + jg = r = |r|e^{j\theta_r}, \quad (3.11)$$

onde:

$$|r| = \frac{|\bar{I}_2|}{|\bar{I}_1|} = \sqrt{f^2 + g^2}, \quad \theta_r = \arctan\left(\frac{g}{f}\right), \quad (3.12)$$

$$f = |r| \cos \theta_r, \quad g = |r| \sin \theta_r. \quad (3.13)$$

Pode-se mapear no plano- α o limiar de atuação do relé segundo a lógica diferencial percentual. Uma das formas de fazê-lo é através da primeira condição de (3.3). Substituindo-se nela as definições feitas em (3.4), (3.5) e (3.11) e então efetuando as manipulações matemáticas apresentadas nas Equações 3.14 a 3.21 temos:

$$|\bar{I}_2 + \bar{I}_1| = K |\bar{I}_1 - \bar{I}_2|, \quad (3.14)$$

$$\left| \frac{\bar{I}_2}{\bar{I}_1} + 1 \right| = K \left| 1 - \frac{\bar{I}_2}{\bar{I}_1} \right|, \quad (3.15)$$

$$|f + jg + 1| = K |-f - jg + 1|, \quad (3.16)$$

$$\sqrt{(f+1)^2 + g^2} = K \sqrt{(1-f)^2 + g^2}, \quad (3.17)$$

$$f^2(1-K^2) + g^2(1-K^2) + 2f(1+K^2) + 1 - K^2 = 0, \quad (3.18)$$

$$f^2 + g^2 + 2f \frac{(1+K^2)}{(1-K^2)} + 1 = 0, \quad (3.19)$$

completando os quadrados para f obtém-se:

$$\left(f + \frac{1+K^2}{1-K^2} \right)^2 + g^2 = \left(\frac{1+K^2}{1-K^2} \right)^2 - 1, \quad (3.20)$$

que representa uma circunferência com as seguintes características:

$$CENTRO : \left(-\frac{1+K^2}{1-K^2}, 0 \right); \quad RAIIO : \frac{2K}{1-K^2}. \quad (3.21)$$

Esta circunferência representa o limiar de operação do relé, sendo que a região interna é sua zona de restrição e a área externa sua zona de atuação. A Figura 3.3 compara o efeito da variação da sensibilidade do relé nos dois planos, considerando o I_{pk} igual a zero. Fica claro que o aumento da sensibilidade (redução de K) reduz a zona de restrição do plano- α , uma vez que o relé é mais suscetível à atuação.

Vale ressaltar que este mapeamento dependerá de como é definida a corrente de restrição do relé percentual. Outras definições como as apresentadas nas Equações (3.6) a (3.8) podem apresentar a forma de uma cardioide ou mesmo circunferências nas quais a posição do centro e o raio são diferentes das mostradas em (3.21) (TZIOUVARAS *et al.*, 2001).

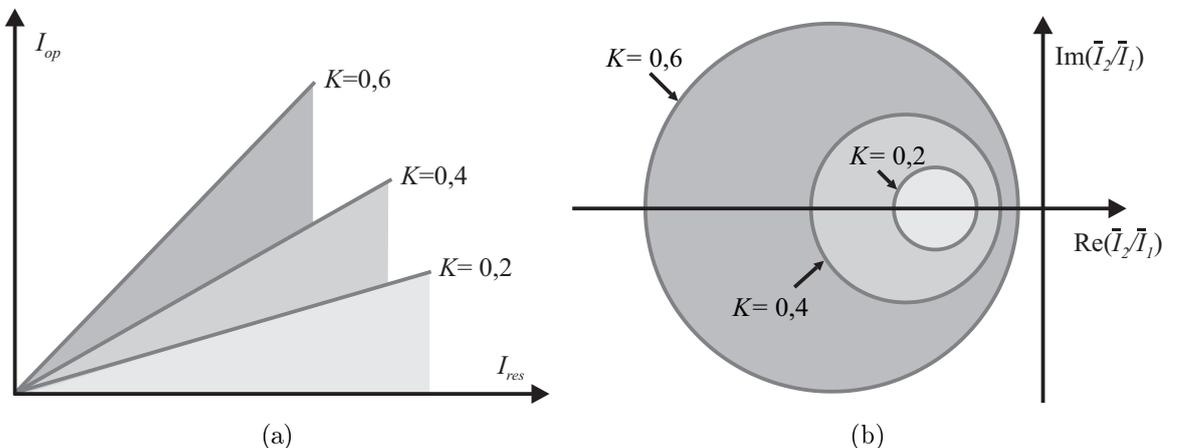


Figura 3.3. Comparação do mapeamento. (a) Plano Operacional. (b) Plano- α .

3.4 PROTEÇÃO DIFERENCIAL DE LINHAS DE TRANSMISSÃO NO PLANO ALFA

Além dos problemas típicos relacionados à proteção diferencial, como a saturação e os erros de medição intrínsecos ao funcionamento dos TCs, devem ser feitas mais algumas considerações em relação à proteção de linhas de transmissão. Considerando o sistema mostrado na Figura 3.4, percebe-se que devido à dimensão do elemento protegido são necessários dois relés, separados por dezenas ou centenas de quilômetros, para realizar a proteção. Visto que ambos precisam das correntes dos dois terminais para aplicar a lógica diferencial, faz-se necessário o uso de um sistema de comunicação dedicado à troca de informações entre eles. Esta vem acompanhada de atrasos e erros que podem afetar o desempenho do relé diferencial. Outras dificuldades encontradas na proteção de linhas de transmissão incluem: sua corrente capacitiva, que aparece como uma corrente diferencial espúria; ressonância subsíncrona, que ocorre em linhas com compensação em série; o *outfeed* (inversão da corrente de falta); e faltas com elevada resistência de falta.

As semelhanças existentes entre os planos operacional e alfa levantam a possibilidade de um esquema de proteção baseado apenas no último. Dessa forma, ao invés de analisar a correntes de operação em função da corrente de restrição, a detecção de faltas verifica se os quocientes estão dentro ou fora da região de restrição e se a corrente diferencial está acima de um *pick-up* (I_{pk}). As análises à seguir evidenciam o comportamento dos quocientes do plano- α frente as principais condições que afetam a operação de uma linha de transmissão. Esta noção básica é muito importante para compreensão do esquema de proteção implementado neste trabalho.

3.4.1 Comportamento Básico

Ao analisar a proteção diferencial de linhas de transmissão no plano- α , pode-se fazer uma relação direta entre condições de operação do sistema e regiões no plano que as caracterizam,



Figura 3.4. Sistema exemplo.

fato que não pode ser observado no plano operacional. Considerando a polaridade dos TCs da Figura 3.4, idealmente, durante o funcionamento normal ou para um curto fora da zona protegida temos que $\bar{I}_1 = -\bar{I}_2$, de modo que seu quociente situa-se no ponto $(-1,0)$ no plano complexo. De forma geral, quando ocorre um curto na zona protegida, os ângulos dos fasores apresentam valores próximos, fazendo com que os pontos sobre o eixo real positivo representam esta condição. Esse comportamento pode ser alterado a depender de imprecisões relativas à classe de exatidão dos TCs e dos relés, do carregamento do sistema e da impedância das fontes até o local da falta. De fato, para os curtos internos, a defasagem entre os fasores é tipicamente de 30° (TZIOUVARAS *et al.*, 2003), como mostra a Figura 3.5(a).

Na operação das linhas de transmissão existem ainda as faltas com *outfeed*, durante as quais uma das correntes que deveria entrar na linha apresenta inversão de sentido, fazendo com que a razão r fique no semi-plano esquerdo do plano- α . Este fenômeno depende da diferença de força entre as fontes do sistema, do seu carregamento, da resistência de falta e da localização da falta, ou seja, condições que reduzam a contribuição de um dos terminais para o defeito. Durante o *outfeed*, uma das componentes de falta apresenta o módulo muito pequeno de forma que, a depender do terminal em que ocorra, a região característica no plano- α será definida pelo semi-eixo real próximo de zero ou com valores elevados. Esta condição também está representada na Figura 3.5(a).

Linhas com compensação apresentam oscilações de baixa frequência (subsíncronas) devido à ressonância entre a capacitância série e a indutância em paralelo. Estas oscilações são difíceis

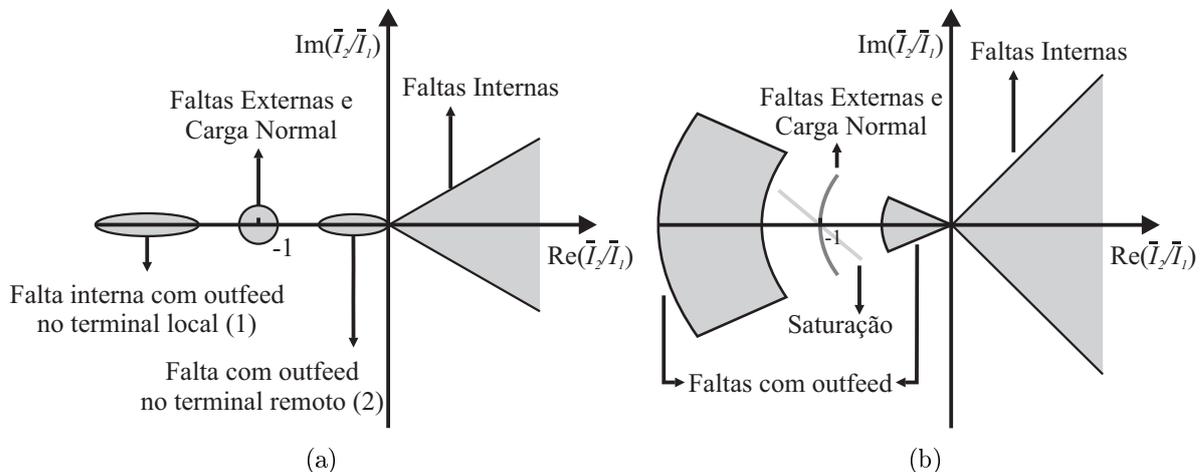


Figura 3.5. Regiões do plano- α . (a) Simples. (b) Com atraso de comunicação.

de se remover com filtros passa-baixas em função dos atrasos associados ao processo de filtragem (BENMOUYAL, 2005). Como consequência, os pontos no plano- α giram em torno de seu valor de regime permanente. Em um sistema com elevado carregamento, o regime permanente de falta pode se localizar próximo ao limiar da zona de restrição, fazendo com que os quocientes r estejam ora dentro, ora fora da mesma, causando atrasos de atuação e possivelmente prejudicando a confiabilidade do esquema de proteção.

3.4.2 Atraso de Comunicação

O envio de informações entre os terminais da linha de transmissão leva alguns instantes, de forma que os dados chegando a um relé pelo canal de comunicação não estão sincronizados com aqueles recém adquiridos nesta unidade. Caso a proteção utilize fasores obtidos em instantes diferentes na análise diferencial, existirá uma defasagem aparente entre eles resultando em uma corrente diferencial espúria. Em um sistema operando a 60 Hz, aproximadamente um milissegundo de diferença no instante de amostragem de dois fasores equivale a uma defasagem angular de $21,6^\circ$ no plano- α , o que pode ser a diferença entre a atuação e a restrição no plano- α .

A sincronização das amostras enviadas entre os relés é a solução existente para mitigar os problemas de comunicação. A sincronização pode ser feita através de um método baseado no canal de comunicação como o “ping-pong” (MILLS, 1991) ou pelo uso de referências externas de tempo como o GPS. A eficiência do primeiro método depende da simetria do canal de comunicação, isto é, os caminhos de ida e de volta devem apresentar atrasos idênticos, como acontece na comunicação ponto a ponto com fibra dedicada (MILLER *et al.*, 2010). O GPS não possui esta limitação, mas depende de sinais de satélite e dispositivos adicionais que expõem o esquema de proteção à falhas que estão fora do controle dos engenheiros de proteção e dos fabricantes de relés. Erros no processo de sincronização causam a rotação das regiões características em relação à origem do plano complexo como representado na Figura 3.5(b).

3.4.3 Saturação do TC

Quando ocorre uma falta externa, a saturação de um dos TCs da linha pode causar a atuação indevida da proteção. As medições errôneas resultantes da saturação causam, de forma geral, a redução da magnitude e o avanço na fase dos fasores obtidos naquele terminal, afastando o mapeamento do curto do ponto ideal de bloqueio $(-1,0)$ (BENMOUYAL; LEE, 2004). Considerando-se, por exemplo, que o TC do terminal remoto sature, r apresentará uma redução de módulo e uma fase maior, posicionando-se no terceiro quadrante, como indicado pela reta de saturação na Figura 3.5(b). Caso o TC do terminal local venha a saturar, r sofrerá um aumento no módulo e redução na fase, direcionando-se para a extremidade oposta da reta de saturação. Para garantir a segurança da proteção pode-se detectar a saturação ou um defeito externo e tomar medidas como restrição adicional ou bloqueio da operação da proteção.

Sabe-se que a saturação é um fenômeno transitório e que sua intensidade depende de diversos fatores. Assim, a reta indicada na Figura 3.5(b) serve apenas como uma orientação geral para o comportamento da proteção diferencial durante a saturação de um TC e não como regra.

3.4.4 Característica de Restrição Modificada

As análises das condições citadas acima possibilitaram a criação de uma nova característica de restrição voltada para a proteção de linhas de transmissão. Proposta inicialmente por Tziouvaras *et al.* (2001), essa característica é definida por dois parâmetros: um ângulo α e um raio R , como mostra a Figura 3.6(a). Dessa forma, consegue-se mais controle sobre a forma da região de restrição quando comparado com o ajuste da inclinação K da característica percentual. Fica evidente que a forma da característica de restrição se ajusta à zona de faltas externas e carga normal delimitada na Figura 3.5(b) e, conseqüentemente, aos requisitos da proteção diferencial de linhas de transmissão.

O ângulo α fornece a abertura necessária para adaptação aos piores casos de erros de comunicação. Segundo Tziouvaras *et al.* (2003), as maiores assimetrias de canal variam de 3 a 5 ms, mas ocorrem raramente e em linhas com mais de 160 km. Um ajuste de $\alpha = 216^\circ$ é capaz de tolerar esta condição. Por sua vez, o ajuste R provê o espaço para acomodar as mais

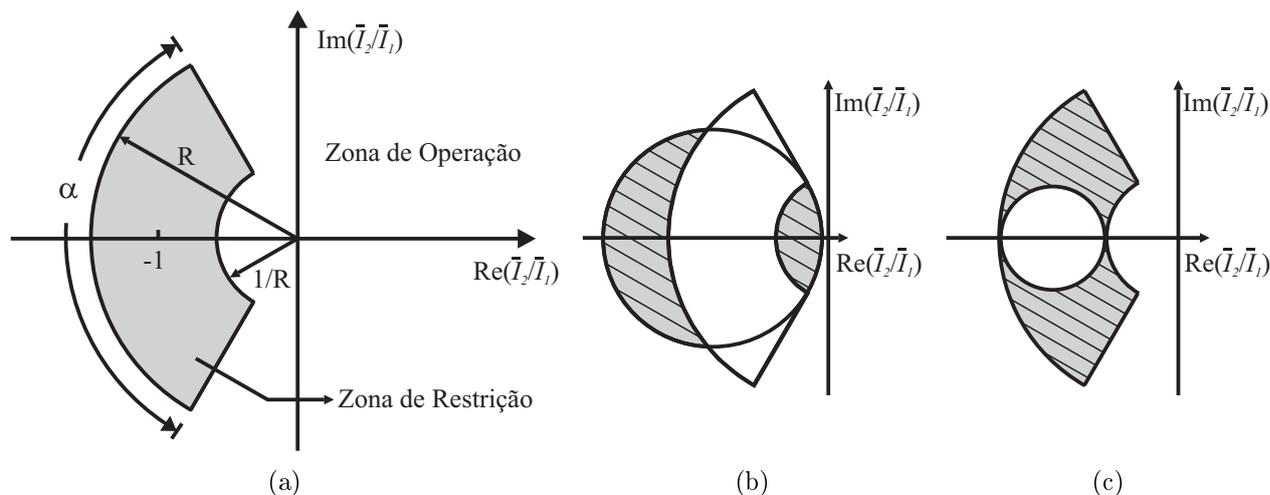


Figura 3.6. (a) Característica de restrição modificada. (b) Vantagem em tolerância ao *outfeed* e saturação dos TCs. (c) Vantagem em tolerância à assimetria do canal.

variadas situações como saturação de TCs e oscilações de baixa frequência. Por exemplo, a reta de saturação, indicada na Figura 3.5, mostra que a expansão da característica de restrição, seja pela alteração de R ou α , é capaz de elevar a segurança nos casos de saturação, de tal forma que um raio entre 8 e 10 e um ângulo alfa entre 180° e 210° é suficiente para suportar os casos extremos desta condição (BENMOUYAL; LEE, 2004).

Uma breve comparação entre esta característica de restrição e a circular é realizada a seguir, onde destacam-se as vantagens da primeira. Ao ajustar ambas para que tenham aproximadamente a mesma tolerância aos atrasos de comunicação ou saturação de TCs, a região hachurada da Figura 3.6(b) representa o ganho de sensibilidade, principalmente para faltas com *outfeed*. Por outro lado, ajustando-se a mesma tolerância para o *outfeed* em ambas, verifica-se na Figura 3.6(c) o ganho em relação aos erros de correção do atraso de comunicação.

3.5 PLANO ALFA GENERALIZADO

Até o momento foram descritas as principais regiões do plano- α relacionadas à operação de uma linha de transmissão e uma característica de restrição adequada à este tipo de proteção. Fica evidente que, enquanto o plano operacional efetua a detecção de faltas baseando-se no nível das correntes na linha, o plano- α executa a mesma tarefa através das relações entre os módulos e ângulos das correntes em cada terminal. Desta forma, consegue-se elevada segurança contra

problemas de alinhamento de amostras, mas descarta-se um controle superior da segurança e da sensibilidade do sistema, garantido por técnicas baseadas na manipulação dos sinais de operação e de restrição (KASZTENNY *et al.*, 2013). Pode-se, por exemplo, acrescentar ao sinal de restrição: componentes harmônicas presentes na corrente diferencial para elevar a segurança durante a saturação de um TC; componentes de alta frequência do sinal diferencial que podem indicar erros na compensação da corrente capacitiva ou mesmo uma parcela da corrente de restrição de fase na restrição das unidades de sequência (vide Seção 3.7) para garantir correta atuação durante faltas externas trifásicas ou entre fases. Além disso, outro aspecto relevante acerca do plano- α é sua inerente aplicação aos sistemas de dois terminais, mais ainda, à zonas de proteção definidas por apenas duas correntes.

Com o objetivo de aproveitar o melhor das duas formas de proteção de linhas, Miller *et al.* (2010) propuseram o plano- α generalizado (PAG), uma implementação da detecção de faltas via plano- α aplicável à zonas de proteção definidas por qualquer número N de correntes. Para aplicar o PAG, calculam-se os sinais diferencial $\bar{I}_{dif(N)}$ e de restrição $I_{res(N)}$ de acordo com (3.4) e (3.6), ajustadas para o número de terminais em questão. Em seguida, manipulam-se estes sinais de acordo com a necessidade e calculam-se duas correntes equivalentes \bar{I}_{Leq} e \bar{I}_{Req} que fornecem as mesmas correntes diferencial e de restrição que as N correntes originais. Plotadas em um plano- α equivalente, estas correntes garantem um ponto de operação que pode ser avaliado em uma característica de restrição como a apresentada na Seção 3.4.4, simplificando a visualização do comportamento e as análises de sistemas mais complexos. Destaca-se que mesmo para o caso de dois terminais a utilização do PAG é útil, uma vez que ele permite controlar as correntes diferencial e de restrição previamente e, com isso, gerar correntes equivalentes com maior tendência à restrição ou operação.

A condição de igualdade das correntes de operação e restrição, antes de depois do cálculo das correntes equivalentes, implica a resolução do sistema (3.22):

$$\begin{cases} \bar{I}_{dif(N)} = \bar{I}_{dif(2)} \\ I_{res(N)} = I_{res(2)} \end{cases}, \quad (3.22)$$

no qual, $\bar{I}_{dif(2)}$ e $I_{res(2)}$, são calculadas utilizando as correntes equivalentes.

Este sistema apresenta quatro variáveis, duas magnitudes e dois ângulos de \bar{I}_{Leq} e \bar{I}_{Req} e três equações, partes real e imaginária de $\bar{I}_{dif(2)}$ e a magnitude de $I_{res(2)}$. Para tornar sua solução

possível, neste método, o ângulo de uma das correntes equivalentes é igual ao de uma das N correntes que definem a zona protegida.

Para que as correntes equivalentes sejam capazes de representar corretamente as condições do sistema, elas devem indicar, ao menos aproximadamente, o sentido das correntes entrando e saindo da zona de proteção. Durante faltas internas, todas as correntes apresentam aproximadamente o mesmo ângulo de forma que esta condição não fornece informação útil. Porém, durante o caso mais crítico de faltas externas em que há saturação de um dos TCs, a corrente diferencial é a que melhor representa o sentido da corrente passante. Isso se dá pois, neste tipo de falta, ela é constituída essencialmente do erro inserido pelo TC saturado, estando, no máximo, 90° (caso extremo de saturação) defasada da corrente passante. Conseqüentemente, dentre as N correntes, a escolha apropriada é aquela corrente que apresenta a maior projeção sobre a corrente diferencial do sistema (MILLER *et al.*, 2010). O equacionamento à seguir é segregado por fase e mostra como são calculadas as correntes equivalentes.

Para determinar a referência angular \bar{I}_P , calcula-se através de (3.23) N valores R_n , que representam a projeção de cada corrente da zona protegida sobre a corrente diferencial. A fase da corrente que fornece o maior resultado é definida como β , indicado em (3.24):

$$R_n = \text{Re} \left(\bar{I}_n \cdot \bar{I}_{dif(N)}^* \right), \quad (3.23)$$

$$\beta = \angle \bar{I}_P, \quad (3.24)$$

sendo que $n = 1 \dots N$.

Para simplificar os cálculos, rotaciona-se $\bar{I}_{dif(N)}$ em \bar{I}_X e em seguida são obtidas as correntes equivalentes:

$$\bar{I}_X = \bar{I}_{dif(N)} \cdot 1\angle(-\beta), \quad (3.25)$$

$$\bar{I}_{Leq} = \left\{ \frac{\text{Im}(\bar{I}_X)^2 - [I_{res(N)} - \text{Re}(\bar{I}_X)]^2}{2 [I_{res(N)} - \text{Re}(\bar{I}_X)]} + j \cdot \text{Im}(\bar{I}_X) \right\} \cdot 1\angle\beta, \quad (3.26)$$

$$\bar{I}_{Req} = (I_{res(N)} - |\bar{I}_{Leq}|) \cdot 1\angle\beta. \quad (3.27)$$

Uma vez calculadas as correntes equivalentes, o restante da análise segue normalmente, determinando-se a localização do quociente r no plano- α e verificando-se sua posição em relação à característica de restrição.

3.6 CORRENTE CAPACITIVA

As linhas de transmissão possuem capacitâncias distribuídas ao longo de sua extensão que drenam a corrente capacitiva ou corrente de descarga \bar{I}_C . Em linhas curtas é razoável desprezar sua influência nos algoritmos de proteção, uma vez que estas apresentam pouca corrente capacitiva. Entretanto, à medida que o comprimento e o nível de tensão da linha aumentam, a corrente capacitiva passa a alterar o comportamento esperado do sistema de proteção, afetando diretamente sua sensibilidade e segurança. Uma vez que esta corrente não é medida pela proteção, em linhas longas ela aparece como uma falsa corrente diferencial podendo causar a atuação indevida do relé (KASZTENNY *et al.*, 2013). A Figura 3.7 apresenta de maneira simplificada uma linha de transmissão com componentes capacitivas $\bar{I}_{1,C}$ e $\bar{I}_{2,C}$ provenientes dos terminais local e remoto, respectivamente. Considerando que estas componentes são iguais a $\bar{I}_{12,C}$ para simplificar a análise, sua inclusão no cálculo do quociente do plano- α resulta em (3.28):

$$r = \frac{\bar{I}_2}{\bar{I}_1} = \frac{-\bar{I}_{LD} + \bar{I}_{12,C}}{\bar{I}_{LD} + \bar{I}_{12,C}}, \quad (3.28)$$

sendo \bar{I}_{LD} a corrente de carga da linha.

Fica evidente de (3.28) que, em condições normais de operação, a ausência de $\bar{I}_{12,C}$ resulta em $r = -1$, caracterizando a restrição como esperado. Porém, à medida que a corrente capacitiva se eleva e se torna predominante, há uma tendência da ida de r para $(1,0)$, o que causaria uma atuação indevida. Percebe-se que a corrente de descarga das linhas de transmissão interfere com as regiões esperadas no plano- α , reduzindo a segurança de um esquema de proteção que se baseie nas mesmas. Uma forma de lidar com o problema é calcular a corrente capacitiva da linha e elevar o *pick-up* do relé acima deste valor.

A energização de uma linha de transmissão representa um caso crítico em relação à corrente capacitiva, uma vez que \bar{I}_C é fornecida em sua totalidade por apenas um terminal, fazendo

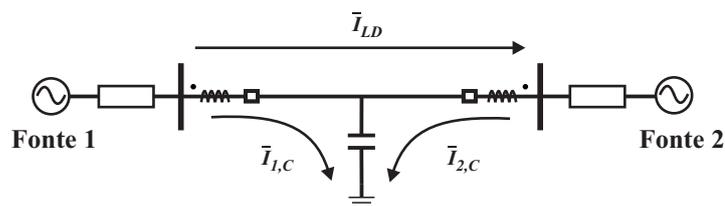


Figura 3.7. Representação simplificada da corrente capacitiva.

com que r seja zero ou infinito. Como a energização é um fenômeno transitório, a corrente apresenta um valor de pico muito maior que o de regime permanente devido à componente DC de decaimento exponencial do chaveamento, requerendo uma elevação ainda maior do *pick-up*, ao menos temporariamente. Entretanto, este método pode reduzir consideravelmente a sensibilidade da proteção, visto que em linhas longas esta corrente pode alcançar a ordem de algumas centenas de ampères primários, ou mesmo ser comparável a corrente de falta (MILLER *et al.*, 2010).

Para garantir máxima segurança e confiabilidade, a solução mais adequada é a aplicação de um algoritmo de remoção da corrente capacitiva, ou de lógicas diferenciais que a levem em consideração. A maioria dos métodos de compensação requer o uso das tensões nos terminais da linha, e conseqüentemente o uso de transformadores de potencial indutivos ou capacitivos elevando a complexidade a as fontes de erros do esquema de proteção.

3.6.1 Algoritmo de Remoção da Corrente Capacitiva

Do ponto de vista do plano- α , um algoritmo de remoção deve eliminar as contribuições de cada terminal para a corrente capacitiva da linha. Para o PAG, por outro lado, é mais importante a remoção da componente capacitiva da corrente diferencial, ou seja, não é relevante a contribuição exata de cada terminal e sim o valor total da corrente capacitiva. Por esse motivo, dentre a variedade de métodos existentes (MOLAS *et al.*, 2014), escolheu-se a compensação descrita em (MILLER *et al.*, 2010)

Antes da descrição do método, destacam-se duas informações. Primeiramente, os valores de capacitância aplicados devem representar valores secundários, para que sejam compatíveis com a tensão medida pelos relés de proteção. As capacitâncias secundárias são calculadas considerando as relações de transformação dos TCs e TPCs conforme (3.29).

$$C_{total} = C_{total,pri} \cdot \frac{RTP}{RTC}, \quad (3.29)$$

onde, $C_{total,pri}$ é a capacitância primária da linha de transmissão, RTP é a relação de transformação do TPC e C_{total} é o valor secundário da capacitância total.

Em segundo lugar, as correntes capacitivas calculadas devem ser divididas pela base de

corrente comum, uma vez que serão subtraídas das correntes de fase normalizadas. Isto é realizado dividindo as correntes calculadas pelo TAP_n definido em (3.9).

O cálculo da corrente capacitiva total $i_{C,total}$ é feito através da média da tensão na linha v_{med} e de sua capacitância total C_{total} como indicado em (3.30). Isso pode ser realizado calculando-se a contribuição individual dos terminais da linha para a corrente capacitiva como se houvesse um capacitor em cada um deles. Uma vez que $v_{med} = \sum_{n=1}^{n_{term}} v_n / n_{term}$, sendo n_{term} o número de terminais da linha protegida, cada um irá drenar a corrente capacitiva $i_{C,n}$ descrita em (3.31). Estas parcelas não correspondem a contribuição real destes terminais, mas quando somadas fornecem uma boa aproximação da corrente capacitiva total da linha (MILLER *et al.*, 2010).

$$i_{C,total} = C_{total} \cdot \frac{d}{dt} v_{med}, \quad (3.30)$$

$$i_{C,n} = \frac{1}{n_{term}} \cdot C_{total} \cdot \frac{d}{dt} v_n, \quad (3.31)$$

v_n é a tensão medida na extremidade n da linha e $\frac{d}{dt}$ representa a operação de derivação no tempo.

Cada relé envia pelo canal de comunicação a corrente compensada i_{TX} indicada em (3.32), na qual i_n é a corrente obtida no terminal n :

$$i_{TX} = i_n - i_{C,n} \quad (3.32)$$

A compensação ocorre de maneira automática quando o relé calcula a corrente diferencial do sistema utilizando as parcelas compensadas, como mostrado em (3.33).

$$i_{dif,comp} = \left| i_{TX} + \sum_{n=1}^{n_{term}} i_{RX} \right| = \left| \sum_{n=1}^{n_{term}} i_n - \sum_{n=1}^{n_{term}} i_{C,n} \right| = |i_{dif} - i_{C,total}|, \quad (3.33)$$

sendo i_{RX} as correntes compensadas recebidas dos terminais remotos e i_{dif} a corrente diferencial do sistema.

As correntes compensadas são utilizadas para o cálculo da corrente de restrição que, juntamente à $i_{dif,comp}$, serve de entrada para o PAG. Assim, mesmo em sistemas com múltiplos terminais, pode-se compensar a corrente capacitiva e ainda utilizar a proteção baseada no plano- α , bastando ajustar o termo n_{term} de (3.31) de acordo com o necessário.

Em sistemas trifásicos, de forma geral, aplica-se (3.34) para calcular a corrente capacitiva

das três fases em cada terminal.

$$\begin{bmatrix} i_A \\ i_B \\ i_C \end{bmatrix}_{cap} = \frac{1}{n_{term}} \begin{bmatrix} C_{AA} & C_{AB} & C_{AC} \\ C_{BA} & C_{BB} & C_{BC} \\ C_{CA} & C_{CB} & C_{CC} \end{bmatrix} \cdot \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} v_A \\ v_B \\ v_C \end{bmatrix}, \quad (3.34)$$

onde os termos C_{XX} representam as capacitâncias próprias das fases A, B e C ao passo que C_{XY} são as capacitâncias mútuas entre elas.

A derivação da tensão no tempo pode ser calculada numericamente a partir do método das diferenças atrasadas de segunda ordem, como descrito em (3.35) (KREYSZIG, 2011):

$$\frac{dv_k}{dt} = \frac{1}{2T_s} (3v_k - 4v_{k-1} + 2v_{k-2}), \quad (3.35)$$

onde v_k e v_{k-i} representam os valores de tensão calculados nos instantes kT_s e $(k-i)T_s$, respectivamente, com $k = 0, 1, 2, 3 \dots$ e T_s sendo o período de amostragem usado na conversão analógica/digital da tensão (vide Seção 4.5.4.1).

A Equação (3.35) se torna mais precisa a medida que T_s diminui, sugerindo que a remoção deve ser feita com alta taxa de amostragem para mitigar os erros originados nesta etapa (KREYSZIG, 2011).

É importante frisar que se deve avaliar, a necessidade da aplicação deste algoritmo, visto que ele elimina uma das principais vantagens da proteção diferencial: a dependência exclusiva das correntes do sistema. O sinal de tensão passa a ter maior importância, uma vez que os ajustes do relé são feitos considerando a correta remoção da corrente capacitiva. Portanto, problemas no funcionamento do TPC, mesmo nos seus ajustes, afetam diretamente a segurança da proteção do sistema.

Como uma medida preventiva para perda do sinal de tensão ou para sistemas que não possuam medição desta grandeza em todos os terminais da linha protegida, os relés podem utilizar uma variável de controle que indica se as correntes enviadas estão compensadas. Dessa forma, o relé que recebe as correntes sabe quantos terminais estão efetuando a compensação e pode ajustar adequadamente o valor de n_{term} , permitindo que a compensação seja feita corretamente. Neste contexto, com menos terminais envolvidos, a qualidade do resultado é reduzida, porém ainda apresenta resultados significativos (MILLER *et al.*, 2010).

3.7 UNIDADES DE SEQUÊNCIA

Como uma forma de distribuir e especializar a tarefa de detecção de faltas, foram criadas as unidades de sequência negativa e zero, 87LQ e 87LG, respectivamente. Elas são definidas de forma análoga às unidades de fase, no sentido de que sua atuação depende de um *pick-up* $I_{pk,S}$ e da localização do quociente r_{seq} no plano- α , porém utilizam as correntes de sequência dos terminais da linha protegida. A sensibilidade para faltas assimétricas passa a ser de responsabilidade das unidades de sequência, enquanto as unidades de fase são ajustadas para máxima segurança e velocidade de atuação durante faltas trifásicas e condições normais de operação.

Uma característica conhecida da proteção diferencial é sua vulnerabilidade à faltas com elevada resistência de falta. Existe um limiar a partir do qual as unidades de fase deixam de enxergar este tipo de falta, que depende de diversos fatores, como a configuração do sistema, o tipo de falta e a corrente de carga. O aumento da sensibilidade fornece alguma proteção adicional mas prejudica a segurança do esquema de proteção. Pode-se, contudo, lidar com este problema através da utilização das unidades de sequência. Na Seção 3.8 será mostrado que as trajetórias das unidades 87LQ e 87LG no plano- α relacionadas à operação de uma linha de transmissão dependem apenas da configuração do sistema e da localização da falta, proporcionando sensibilidade teórica infinita para faltas resistivas (BENMOUYAL, 2005).

Ao utilizar as unidades 87LQ e 87LG dois cuidados principais devem ser tomados. Durante o funcionamento normal do sistema ou para faltas simétricas, estas unidades podem emitir *trips* espúrios uma vez que, nestes casos, as componentes de sequência são próximas de zero. Além disso, a saturação de um TC para uma falta externa também pode causar atuação indevida dessas unidades após a falta ser extinta, pois a saturação permanece por algum tempo possibilitando o surgimento de falsas correntes diferenciais de sequência. Por estes motivos, a operação das unidades de sequência deve contar com um *pick-up* de segurança que evite a sua atuação em situações que as correntes diferenciais de sequência são muito baixas (não confiáveis), bem como com um bloqueio ou restrição durante faltas externas.

O segundo cuidado diz respeito aos *trips* espúrios gerados durante o período transitório da estimação de fasores, quando surgem falsas correntes de sequência independente da ocasião em que ocorram. Para evitar este tipo de atuação, as unidades de sequência devem ter sua operação

atrasada. Portanto, um *trip* só será confirmado se ele ainda estiver ativo $t_{d,seq}$ segundos após sua emissão inicial. Este atraso vai variar em função da capacidade de eliminação da componente DC de decaimento exponencial dos algoritmos aplicados (FERRER; SCHWEITZER III, 2010).

Com relação à corrente capacitiva, as unidades de sequência são pouco afetadas, uma vez que ela é predominantemente de sequência positiva em condições equilibradas de operação (BENMOUYAL, 2005). Nas faltas assimétricas, surgem componentes capacitivas de sequência negativa e/ou zero, porém estas não são um problema para a proteção, visto que as correntes diferenciais e de restrição são muito elevadas, praticamente anulando seu efeito durante as faltas internas e externas, respectivamente. Na energização de uma linha de transmissão, a corrente capacitiva é fornecida por apenas um terminal. Desequilíbrios na tensão da fonte, má transposição da linha e o longo período transitório associado à esta manobra, podem gerar correntes de sequência que causarão a atuação indevida da unidade 87LQ. Neste caso, pode-se elevar o *pick-up* desta unidade permanentemente, ou utilizar o estado do disjuntor remoto para aumentar a segurança nesta condição. Com o algoritmo de remoção da corrente capacitiva apresentado na Seção 3.6.1, o valor do *pick-up* pode ser reduzido, evitando a perda de sensibilidade da unidade 87LQ.

3.7.1 Influência da Saturação nas Unidades 87LQ e 87LG

Como foi explicado anteriormente, a saturação dos TCs durante faltas externas altera os fasores estimados das correntes de fase. Benmouyal & Lee (2004) investigam os efeitos dessas alterações nos fasores de sequência e, conseqüentemente, nas unidades 87LQ e 87LG. Ao avaliar a influência do nível de saturação e da corrente de carga, os autores verificam que os fasores de sequência podem sofrer rotações de até 180°, de forma que as unidades 87LQ e 87LG tendem a se tornar completamente instáveis, mesmo em casos moderados de saturação. Por esse motivo, as unidades de sequência devem ser restringidas ou bloqueadas durante curtos-circuitos externos. Uma vez que sua principal função é a identificação de faltas resistivas, essa medida não prejudica a confiabilidade do esquema de proteção.

3.7.2 Detecção de Falta Externas

Para tomar qualquer medida contra a saturação dos TCs, primeiramente, é necessário verificar se o defeito é externo. Sabe-se que um TC opera corretamente nos primeiros milissegundos de uma falta, mesmo que sofra intensa saturação posteriormente (IEEE PSRC, 1977). Portanto, se a detecção for realizada neste intervalo de tempo, é possível garantir segurança para o esquema de proteção por meio de bloqueio ou restrição das unidades 87LQ e 87LG. Neste trabalho, a detecção de uma falta externa é definida pela variável binária EFD (*External Fault Detection*), definida como EFDL ou EFDR para os terminais local e remoto, respectivamente. Estas assumem o valor zero enquanto não houver detecção ou um, caso contrário. Como ambos os terminais devem detectar o defeito externo, envia-se o EFD pelo canal de comunicação, forçando a ativação do detector de faltas externas do terminal oposto.

O diagrama de blocos da Figura 3.8 representa um algoritmo de detecção de faltas externas, segregado por fase, desenvolvido por Miller *et al.* (2010). Durante uma falta externa, a corrente de restrição se eleva enquanto a corrente diferencial não se altera, ao passo que em uma falta interna ambas sofrem aproximadamente a mesma variação. Este algoritmo avalia o comportamento das correntes diferencial e de restrição instantâneas de cada fase, monitorando as diferenças (di_{dif} e di_{res}) entre seus valores atuais e aqueles obtidos um ciclo antes. Assim, se por aproximadamente três milissegundos for verificado que di_{dif} é menor que uma parcela de di_{res} e, ao mesmo tempo, di_{res} atingiu um *pick-up* mínimo (di_{min}), ativa-se a variável EFD da fase correspondente. As variáveis binárias EFDA, EFDB e EFDC, permanecem ativas por um tempo pré-definido t_{MS} , mesmo que o defeito externo seja eliminado. O EFDL é ativado quando uma falta externa é detectada por uma das fases ou pelo terminal remoto, como mostra

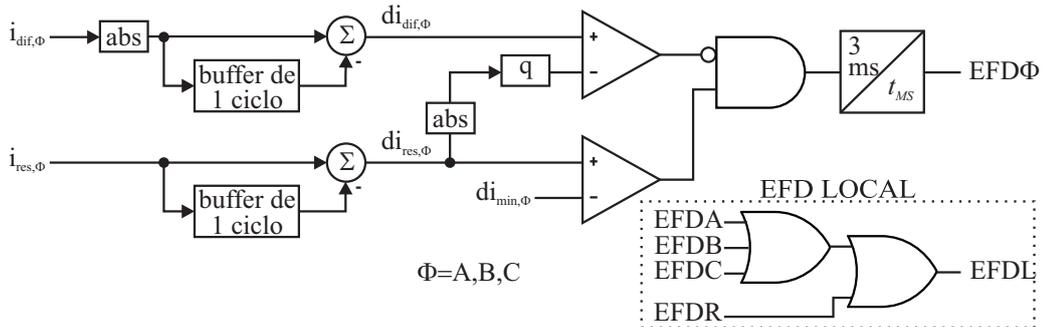


Figura 3.8. Diagrama de blocos da detecção de falta externa por fase.

a lógica no quadro EFD LOCAL da Figura 3.8. Com este algoritmo, a detecção do defeito externo ocorre independentemente da presença de saturação de um TC.

3.7.2.1 Modo Seguro

A detecção da falta externa (ativação do EFDL) coloca o relé em um modo de operação diferenciado, aqui denominado modo seguro. Nesta condição, são tomadas medidas para aumentar a segurança tanto das unidades de sequência quanto das unidades de fase. Assim que o valor EFDL retorna a zero, as mudanças são desfeitas e o relé volta a operar no modo normal.

Uma característica da saturação dos TCs é o surgimento de componentes harmônicas de segunda ordem na corrente diferencial, mas que não estão presentes durante faltas nem na operação normal do sistema (IEEE C37.91, 2000). De maneira semelhante à compensação de corrente capacitiva, que reduz a corrente diferencial, as medidas de segurança usam desta característica para alterar as correntes de restrição que alimentam o PAG. Desta forma, os quocientes do plano- α relacionados às correntes equivalentes apresentarão mais tendência à restrição. Quando o EFDL está ativo:

- As correntes de restrição de fase são incrementadas com a componente harmônica de segunda ordem presente na corrente diferencial;
- As correntes de restrição de sequência são incrementadas com a máxima restrição dentre as fases;
- As características de restrição são expandidas.

O sinal EFDL de cada terminal controla a adição das componentes harmônicas nos sinais de restrição $I_{resFase}$ e I_{resSeq} , como mostrado em (3.36), para as três fases, e (3.37), para as unidades de sequência, respectivamente (SEL, 2014). Enquanto não houver detecção, o terceiro termo destas equações será zero, resultando em uma operação normal, caso contrário, soma-se a parcela de restrição adicional, elevando a segurança do esquema.

$$I_{resFase} = |\bar{I}_1| + |\bar{I}_2| + EFDL \cdot (k_2 \cdot |\bar{I}_{dif2h}|), \quad (3.36)$$

$$I_{resSeq} = |\bar{I}_{1seq}| + |\bar{I}_{2seq}| + EFDL \cdot k_{seq} \cdot \max(I_{resA}, I_{resB}, I_{resC}), \quad (3.37)$$

sendo que k_2 é o percentual da corrente diferencial de segunda harmônica que deve ser inserido

na corrente de restrição de fase e k_{seq} , o percentual da máxima restrição de fase que deve ser adicionado à restrição de sequência. \bar{I}_{dif2h} é a componente de segunda harmônica das correntes diferenciais de fase.

Além do incremento na restrição, a ativação do EFDL aumenta o raio e o ângulo da característica de restrição para novos valores R_{seg} e α_{seg} , expandindo-a e adicionando mais uma camada de segurança à proteção da linha de transmissão, como mostra a Figura 3.9.

3.8 TRAJETÓRIAS NO PLANO ALFA

Em adição às regiões características observadas na Seção 3.4, para complementar a compreensão da proteção diferencial de linhas baseada no plano- α , pode-se analisar a sensibilidade das unidades diferenciais, investigando as trajetórias dos quocientes r no plano- α para condições de operação como faltas internas, faltas externas com saturação de TCs, linhas com compensação em série e linhas com corrente capacitiva. Os fatores que exercem grande influência nestas trajetórias são: a natureza das correntes, isto é, fase ou sequência; a corrente de carga; a força das fontes; o comprimento da linha; a resistência de falta; o nível de saturação dos TCs; a presença de um pólo aberto e o nível de compensação. A combinação destes fatores gera as mais complexas trajetórias no plano- α , de forma que o estudo em separado de seus efeitos pode fornecer subsídios para que sejam definidos ajustes apropriados para cada sistema em particular. Avalia-se a seguir as trajetórias para diversos tipos de falta, com a variação da resistência e da localização da falta em linhas curtas e longas (MOLAS *et al.*, 2013).

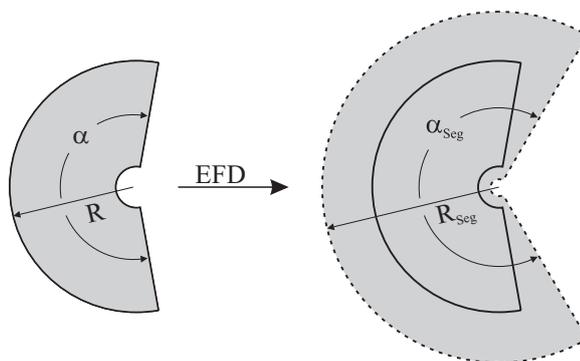


Figura 3.9. Expansão da característica de restrição.

3.8.1 Tipos de Falta

A análise das trajetórias em função dos tipos de falta deve ser feita considerando-se linhas longas e curtas de forma independente. Para isto, considera-se curtas linhas com até 80 km de comprimento e longas aquelas a partir de 200 km de extensão (KUNDUR, 1994). Primeiramente avalia-se o regime permanente de falta nas linhas curtas através da dedução analítica da contribuição de cada terminal e dos quocientes do plano- α para diferentes tipos de faltas (Apêndice B). A Figura 3.10(a) apresenta o diagrama unifilar do sistema utilizado para as deduções e simulação posteriores, que é composto por uma linha de comprimento l e pelos equivalentes das fontes. A partir do modelo de uma linha curta apresentado na Figura 3.10(b) são obtidos as equações que definem os quocientes r vistos pelas unidades de fase e sequência. Estas são apresentadas nas Tabelas 3.1 a 3.4 para curto-circuitos realizados no ponto F .

Tabela 3.1. Curto-Circuito Trifásico.

87LA	87LB	87LC	87LQ	87LG
$\frac{1}{C_1 + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,3\varphi}}} - 1$	$\frac{1}{C_1 + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,3\varphi}}} - 1$	$\frac{1}{C_1 + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,3\varphi}}} - 1$	-	-

Tabela 3.2. Curto-Circuito Monofásico AT.

87LA	87LB	87LC	87LQ	87LG
$\frac{3}{(C_0 + C_1 + C_2) + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,1\varphi}}} - 1$	-1	-1	$\frac{1}{C_2} - 1$	$\frac{1}{C_0} - 1$

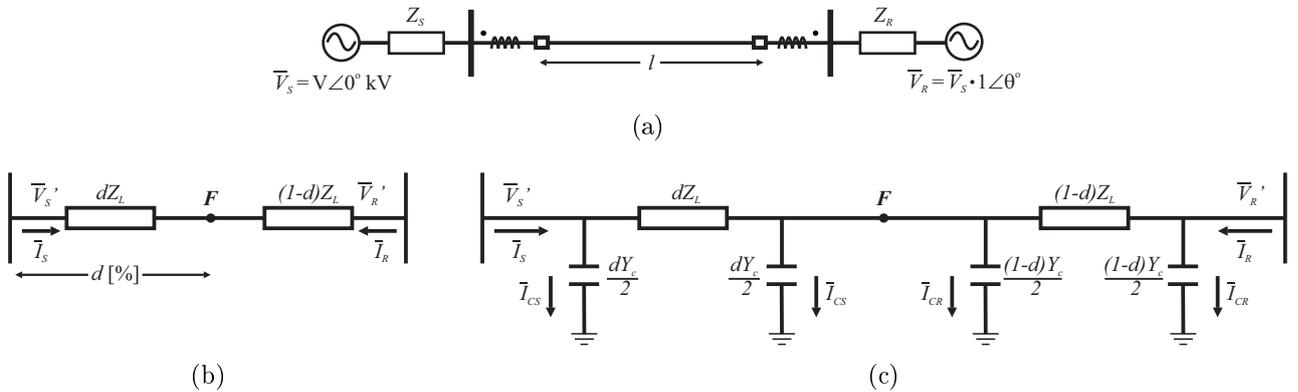


Figura 3.10. Modelos de linhas para simulação de regime permanente de falta. (a) Sistema utilizado para as deduções. (b) Linha curta. (c) Linha longa (com capacitâncias).

Tabela 3.3. Curto-Circuito Bifásico BC.

87LA	87LB	87LC	87LQ	87LG
-1	$\frac{1-a^2}{C_1 - a^2 C_2 + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,2\varphi}}} - 1$	$\frac{1-a}{C_1 - a C_2 + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,2\varphi}}} - 1$	$\frac{1}{C_2} - 1$	-

Tabela 3.4. Curto-Circuito Bifásico-Terra BCT.

87LA	-1	
87LB	$\frac{1 - a(1 - D) - a^2 D}{C_1 - a C_0(1 - D) - a^2 C_2 D + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,2\varphi-T}}} - 1$	87LQ $\frac{1}{C_2} - 1$
87LC	$\frac{1 - a^2(1 - D) - a D}{C_1 - a^2 C_0(1 - D) - a C_2 D + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,2\varphi-T}}} - 1$	87LG $\frac{1}{C_0} - 1$

Nas tabelas apresentadas, a é o operador complexo $1\angle 120^\circ$; os termos C_0 , C_1 e C_2 são os coeficientes de distribuição de corrente de sequência zero, positiva e negativa do sistema avaliado que dependem de suas impedâncias e do percentual d da linha em que ocorre a falta; \bar{I}_{LD} representa a corrente de carga na linha; e D é o coeficiente de divisão de corrente do curto bifásico-terra. A Tabela 3.5 define os símbolos utilizados para representar as correntes de falta no local da falta.

Tabela 3.5. Símbolos das Correntes de Falta.

Falta	Símbolo	Falta	Símbolo
Trifásico	$\bar{I}_{F1,3\varphi}$	Bifásico	$\bar{I}_{F1,2\varphi}$
Monofásico	$\bar{I}_{F1,1\varphi}$	Bifásico-Terra	$\bar{I}_{F1,2\varphi-T}$

Primeiramente percebe-se que em todos os casos as fases sãs se mantêm no ponto -1, caracterizando a restrição das mesmas. Já as unidades afetadas, de fase ou sequência, apresentam quociente nas formas r_{fase} e r_{seq} , respectivamente:

$$r_{fase} = \frac{E}{F + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1}}} - 1 \text{ ou } r_{seq} = \frac{1}{C_{seq}} - 1 \quad (3.38)$$

sendo E uma constante complexa que não depende dos parâmetros do sistema, com exceção do curto bifásico-terra, devido a presença do parâmetro D ; F uma segunda constante complexa que carrega a informação do local da falta e das impedâncias do sistema; \bar{I}_{F1} é a corrente de

sequência positiva no local da falta; e C_{seq} coeficiente de distribuição de correntes do circuito de sequência em questão.

As Equações 3.38 mostram que a localização no plano- α das unidades afetadas se distancia do ponto ideal de restrição por um termo que carrega as condições da falta e as características do sistema. Mais ainda, fica evidente a dependência das unidades de fase da relação $\frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1}}$ e, conseqüentemente, de fatores como a resistência de falta e do carregamento do sistema, irrelevantes para as unidades de sequência. A partir destas equações algumas análises podem ser elaboradas e, para facilitar a compreensão, repete-se aqui a corrente de falta monofásica no ponto da falta apresentada no Apêndice B:

$$\bar{I}_{F1,1\varphi} = \frac{\overbrace{\bar{V}_S - \bar{I}_{LD}(Z_{1S} + dZ_{1L})}^{\bar{V}_F}}{Z_1 + Z_2 + Z_0 + 3R_F} \quad (3.39)$$

na qual, \bar{V}_F é a tensão no ponto da falta; \bar{V}_S a tensão na fonte local; Z_{1S} e Z_{1L} as impedâncias de sequência positiva da fonte local e da linha; e Z_1 , Z_2 e Z_0 as impedâncias dos equivalentes de sequência positiva, negativa e zero, respectivamente. \bar{V}_F e R_F estão presentes em todos os tipos de falta.

Avaliando as unidades de fase, nota-se que à medida que R_F tende a infinito, reduzindo a corrente da falta para zero, r_{fase} tende a -1, indicando restrição, independentemente de \bar{I}_{LD} . Uma vez que as zonas de restrição no plano- α abrangem uma área em torno da coordenada (-1,0), fica claro que existe um valor de R_F a partir do qual r_{fase} entra nesta região, causando a perda de sensibilidade das unidades de fase e prejudicando a segurança do esquema de proteção. O mesmo acontece com o aumento da impedância das fontes, caso \bar{I}_{LD} seja mantido constante. Também é evidente que quanto menor \bar{I}_{LD} , maior será a tendência à restrição devido à predominância da corrente de falta na relação $\frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1}}$. Considerando-se agora que a corrente de carga seja zero, este termo se anula, eliminando a influência de \bar{I}_{F1} e, conseqüentemente, da resistência de falta sobre r_{fase} , tornando estas unidades virtualmente idênticas às unidades de sequência (MOLAS *et al.*, 2013).

Com relação às unidades de sequência, uma vez que C_{seq} varia aproximadamente de zero a um, durante uma falta interna, r_{seq} fica restrito ao intervalo $[0, \infty]$, ou seja, o semi-plano direito do plano- α , garantindo máxima confiabilidade e sensibilidade teórica infinita a faltas resistivas (BENMOUYAL, 2005). Diz-se teórica, pois uma variedade de situações podem fazer com

que a representação destas unidades no plano- α seja desorganizada e incorreta. Por exemplo, faltas que não envolvam uma determinada sequência geram quocientes aleatórios em função das correntes de sequência espúrias medidas pelos relés. Para manter a segurança da proteção, deve-se estabelecer um *pick-up* para as correntes diferenciais de sequência, assim como já é feito para as correntes de fase, representando um limite para a sua sensibilidade à faltas resistivas, que reduzem sobremaneira esta grandeza.

Vale ressaltar, que a dedução apresentada utiliza o princípio de superposição, o qual considera que a corrente de carga permanece constante antes e depois da aplicação da falta, de forma que \bar{I}_{F1} é calculada a partir da tensão de pré-falta no local do defeito (BENMOUYAL; ROBERTS, 1999). Tal consideração não é verdadeira para sistemas nos quais a carga não pode ser modelada como corrente constante, uma vez que sua topologia é alterada durante o defeito, fazendo com que \bar{I}_{LD} e a corrente capacitiva tenham valores distintos da pré-falta.

Linhas longas podem ser representadas a partir de seu modelo π , como mostrado na Figura 3.10(c). Deve-se considerar a influência da corrente capacitiva sobre as características das unidades diferenciais. Na ausência de faltas, a corrente capacitiva surge como falsa corrente diferencial exigindo um *pick-up* mais elevado nas unidades de fase para evitar atuações indevidas. Durante faltas, ela altera as trajetórias desenvolvidas nestas unidades e, conseqüentemente, afeta a confiabilidade e sensibilidade do esquema de proteção. Por outro lado, as unidades de sequência não sofrem os efeitos da corrente capacitiva pelos motivos já discutidos na Seção 3.7: as componentes equilibradas de cada terminal são eliminadas, mesmo durante faltas; ao passo que as desequilibradas, proveniente de faltas assimétricas, não são grandes o suficiente para alterar o comportamento destas unidades.

Simulações de regime permanente de falta realizadas nos sistemas da Figura 3.10(a) através do software MATLAB, permitem que sejam demonstrados os conceitos apresentados nesta Seção bem como verificar o efeito da corrente capacitiva nas trajetórias obtidas. Para isso, são usados os modelos da Figura 3.10 para representar um linha curta de 120 kV e uma linha longa de 500 kV cujos parâmetros estão descritos nas Tabelas 3.6 e 3.7, respectivamente (BENMOUYAL, 2005). As fontes de tensão apresentam uma defasagem angular $\theta = -5^\circ$ e avalia-se o curto bifásico-terra entre as fases B e C em 50% da linha de transmissão, uma vez que este inclui todas as unidades diferenciais.

Tabela 3.6. Parâmetros da Linha Curta

Linha Curta (80 km)				
Sequência	Parâmetros		Equivalente	
	Z [Ω]	Y [μS]	Local (S) [Ω]	Remoto (R) [Ω]
Zero	12,54 \angle 75°	–	3 \angle 70°	3 \angle 70°
Positiva	3,458 \angle 86°	–	1,5 \angle 88°	1,5 \angle 88°

Tabela 3.7. Parâmetros da Linha Longa

Linha Longa (200 km)				
Sequência	Parâmetros		Equivalente	
	Z [Ω]	Y [μS]	Local (S) [Ω]	Remoto (R) [Ω]
Zero	274,1 \angle 84,12°	1762,71	15,94 \angle 88°	15,94 \angle 88°
Positiva	73,02 \angle 87,26°	1102,71	15,94 \angle 88°	15,94 \angle 88°

Os gráficos apresentados nas Figuras 3.11 e 3.12 contêm a trajetória das unidades de fase e sequência no plano- β resultantes da aplicação de faltas com valores crescentes de R_F . São consideradas também a remoção da corrente capacitiva e de carga. O plano- β foi escolhido para estas análises, pois apresenta trajetórias visualmente mais expressivas que representam de forma idêntica os resultados do plano- α .

Como pode-se observar na Figura 3.11(a), ao variar R_F de 0 Ω a 100 Ω com um passo de 1 Ω a fase A permanece restringida durante todo o intervalo enquanto as unidades 87LB e 87LC deixam de enxergar a falta aplicada a partir de $R_F = 51 \Omega$. As unidades de sequência na Figura 3.11(b) não apresentam nenhuma alteração, confirmando sua independência da resistência de falta. Considerando-se a remoção de \bar{I}_{LD} do cálculo das correntes de falta, verifica-se na Figura 3.11(c) que as fases afetadas passam a se comportar da mesma maneira que as unidades de sequência, como esperado. Esta alteração não afeta o comportamento das unidades 87LQ e 87LG como mostra a Figura 3.11(d).

A mesma falta aplicada em uma linha longa fornece resultados bastante diferentes. Primeiramente, observa-se na Figura 3.12(a) que a fase sã está deslocada do ponto (-1,0) devido à presença da corrente capacitiva. Destaca-se também que neste caso R_F teve que variar de 0 Ω a 1000 Ω (passo de 10 Ω) para que pudesse ser vista a perda de sensibilidade das unidades de fase, que ocorre com 710 Ω e 750 Ω . Note que, em faltas para a terra, valores de R_F acima de 200 Ω

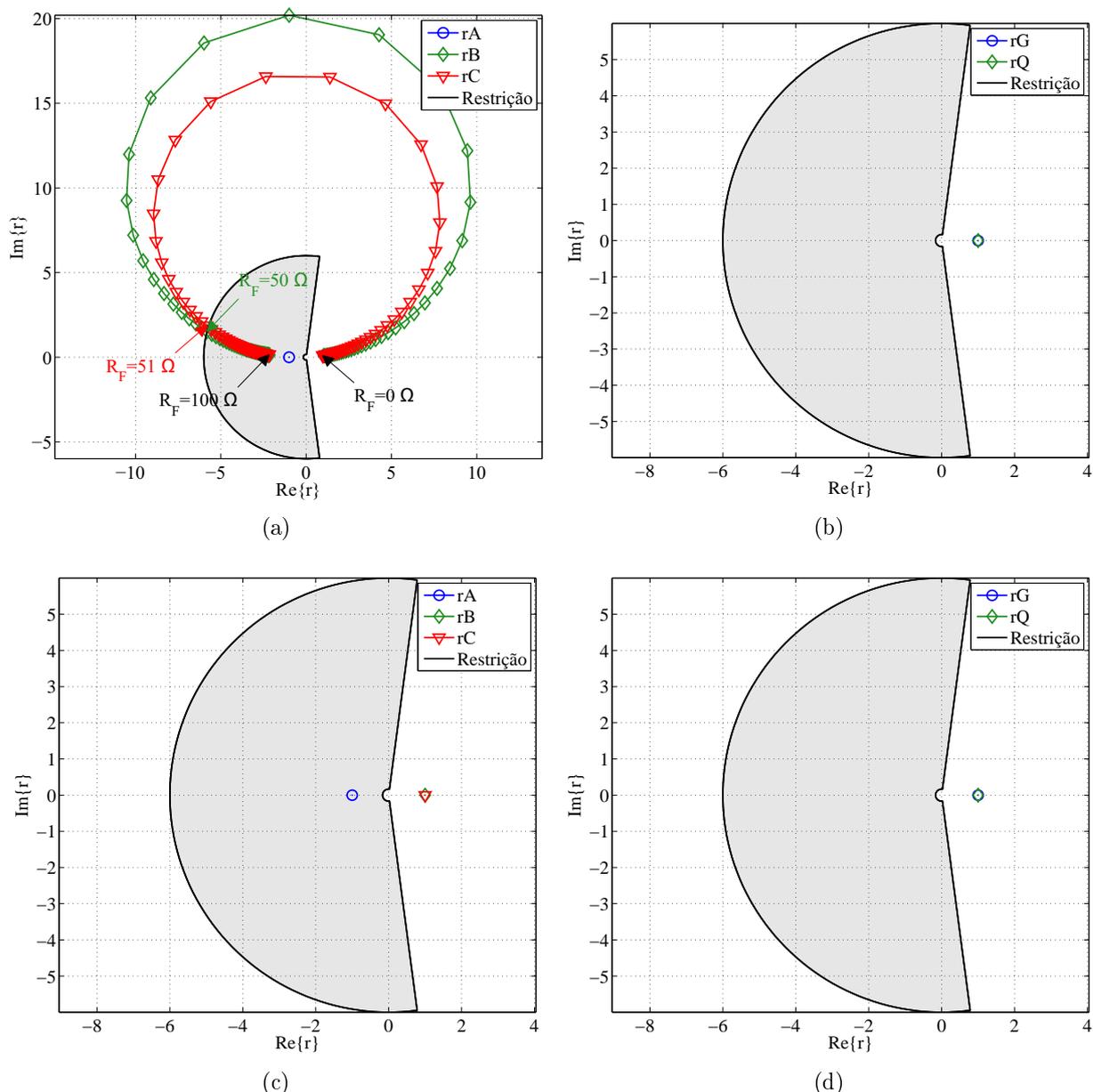


Figura 3.11. Curto bifásico-terra em 50% da linha curta. (a) Unidades de fase. (b) Unidades de seqüência. (c) Unidades de fase sem \bar{I}_{LD} . (d) Unidades de seqüência sem \bar{I}_{LD} .

são incomuns, de forma que são utilizados neste trabalho de maneira didática para exemplificar as teorias apresentadas (ANDRADE; SORRENTINO, 2010). Além disso, observa-se que suas trajetórias apresentam severa alteração quando comparada com o resultado obtido para a linha curta. Por fim, fica evidente na Figura 3.12(b) que o comportamento das unidades de seqüência permanece inalterado, mesmo com a corrente de descarga.

As Figuras 3.12(c) e 3.12(d) contêm os resultados da simulação com a remoção completa da corrente capacitiva da linha (\bar{I}_C). Esta foi calculada após a resolução do sistema da Figura 3.10(a), com o modelo da linha longa, durante uma falta no ponto F . As parcelas provenientes

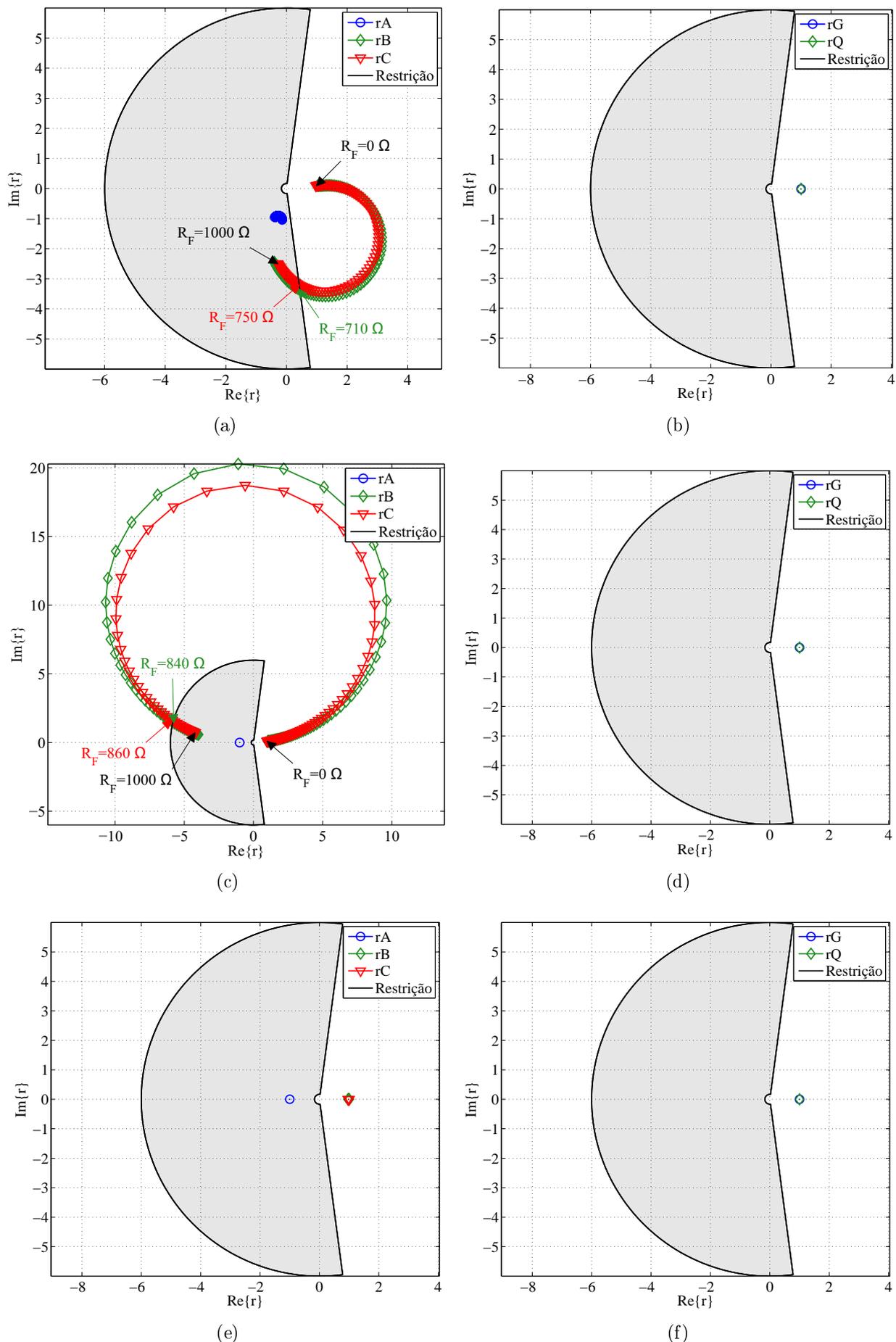


Figura 3.12. Curto bifásico-terra em 50% da linha longa. (a) Unidades de fase. (b) Unidades de sequência. (c) Unidades de fase sem \bar{I}_C . (d) Unidades de sequência sem \bar{I}_C . (e) Unidades de fase sem \bar{I}_C e \bar{I}_{LD} . (f) Unidades de sequência sem \bar{I}_C e \bar{I}_{LD} .

de cada terminal foram obtidas pelo divisor de corrente da corrente capacitiva total entre as impedâncias das fontes e foram subtraídas das contribuições de cada terminal para a corrente de falta. Como resultado, nota-se que tanto a fase sã quanto as fases afetadas voltam a seguir o mesmo comportamento apresentado para a linha curta. A perda de sensibilidade das unidades de fase ocorre com 840Ω e 860Ω de resistência de falta, indicando que a simples presença da corrente de descarga reduz a sensibilidade da proteção às faltas resistivas. Novamente as unidades 87LQ e 87LG não sofrem nenhuma alteração.

Verifica-se na Figura 3.12(e) que a remoção simultânea de \bar{I}_{LD} e \bar{I}_C torna as unidades de fase imunes a qualquer variação de R_F , se igualando às unidades de sequência. Novamente as unidades de sequência se mostram inalteradas, como pode ser visto na Figura 3.12(f). Assim, fica claro que as informações adquiridas das equações para uma linha curta se estendem para as linhas longas e que a aplicação de um método de remoção da corrente capacitiva é muito importante para a utilização da detecção de faltas via plano- α . A Tabela 3.8 contém, de forma resumida, as características das unidades diferenciais de fase e de sequência apresentadas.

Tabela 3.8. Resumo das unidades diferenciais

	Linha Curta	Linha Longa
Unidades 87LQ e 87LG	<ul style="list-style-type: none"> - Só dependem das impedâncias do sistema. - Medem o mesmo valor nos diferentes curtos assimétricos. - Não são influenciados pela corrente de carga nem por R_F. 	<ul style="list-style-type: none"> - Como na linha curta, mas imunes à corrente capacitiva.
Unidades 87L	<ul style="list-style-type: none"> - Dependem de d, \bar{I}_{LD} e R_F. - Fases sãs se mantêm em -1. - Com a remoção de \bar{I}_{LD}, se comportam como as unidades de sequência. 	<ul style="list-style-type: none"> - Dependem de d, \bar{I}_{LD} e R_F. - Fases sãs NÃO se mantêm em -1. - Com a remoção da corrente capacitiva, se comportam como as unidades 87L de linhas curtas. - Com a remoção adicional de \bar{I}_{LD}, se comportam como as unidades de sequência.

3.9 PROTEÇÃO E COMPARADORES

No fundo, grande parte das filosofias de proteção baseia-se na comparação de grandezas. Considerando-se os relés eletromecânicos, pode-se citar a proteção de sobrecorrente, que com-

para a magnitude da corrente medida com um valor pré-definido, ou a proteção de distância, que compara os torques gerados pela corrente e pela tensão. Os relés baseados em comparadores se mostraram bastante simples e robustos e, com o advento dos relés numéricos microprocessados, essa cultura não se perdeu e eles foram incorporados aos algoritmos de proteção mais recentes (PAITHANKAR; BHIDE, 2007).

Quando se trabalha com grandezas complexas, os comparadores podem ser de dois tipos: de magnitude ou de fase. O comparador de magnitude apresenta duas entradas, S_o (grandeza de operação) e S_r (grandeza de restrição), e uma saída, que no caso da proteção, será o comando de *trip*. Já o comparador de fase apresenta S_m e S_p , grandezas de medição e polarização, respectivamente, e uma saída. Este último pode ser do tipo cosseno ou do tipo seno, sendo que o primeiro tem máxima atuação quando suas entradas estão em fase, ao passo que no segundo a máxima atuação ocorre quando elas estão em quadratura. As equações (3.40) e (3.41) apresentam a lógica de operação dos comparadores de magnitude e fase tipo cosseno, respectivamente. A função $arg(x)$ obtém como saída o argumento do número complexo x .

$$\text{Se } |S_o| \geq |S_r| \Rightarrow TRIP, \quad (3.40)$$

$$\text{Se } -90^\circ \leq arg\left(\frac{S_m}{S_p}\right) \leq 90^\circ \Rightarrow TRIP. \quad (3.41)$$

O teorema da dualidade diz que a partir das entradas de um comparador de magnitude ou de fase pode-se obter as entradas de seu dual, isto é, um comparador de fase ou de magnitude, respectivamente (PAITHANKAR; BHIDE, 2007). Os vetores duais são obtidos através de (3.42) e (3.43).

$$S_m = S_o + S_r \text{ e } S_p = S_o - S_r \text{ ou} \quad (3.42)$$

$$S_o = S_p + S_m \text{ e } S_r = S_p - S_m. \quad (3.43)$$

Ao comparar determinados vetores, podem ser definidas diversas regiões em um plano polar. Aqui apresenta-se como são obtidas, no plano- α , a circunferência centrada na origem e retas que passam pela origem com qualquer inclinação. Estas características serão referidas como circular e direcional, respectivamente.

A comparação de magnitude, em sua essência, define a circunferência centrada na origem. No plano- α os vetores S_o e S_r são aqueles mostrados em (3.44). Aplicando-se o teorema da

dualidade, encontra-se as entradas para o comparador de fase exibidas em (3.45). A Figura 3.13(a) apresenta a característica circular e os vetores de entrada para as comparações de magnitude e fase, cujos subscritos 1, 2 e 3 indicam restrição, limiar e atuação, respectivamente.

$$S_o = \frac{\bar{I}_2}{\bar{I}_1} \text{ e } S_r = R, \quad (3.44)$$

$$S_m = \frac{\bar{I}_2}{\bar{I}_1} + R \text{ e } S_p = \frac{\bar{I}_2}{\bar{I}_1} - R. \quad (3.45)$$

Para definir a reta que passa pela origem basta usar um comparador de fase cujas entradas são definidas segundo (3.46). S_p é um vetor unitário cujo ângulo define a direção do semi-plano de atuação. A Figura 3.13(b) ilustra esta característica e os vetores de entrada dos comparadores de fase e magnitude. Novamente, os subscritos 1, 2 e 3 representam restrição, limiar e atuação, respectivamente.

$$S_p = 1\angle\theta_{spa} \text{ e } S_m = \frac{\bar{I}_2}{\bar{I}_1}, \quad (3.46)$$

$$S_o = 1\angle\theta_{spa} + \frac{\bar{I}_2}{\bar{I}_1} \text{ e } S_r = 1\angle\theta_{spa} - \frac{\bar{I}_2}{\bar{I}_1}. \quad (3.47)$$

Assim, pode-se representar a característica de restrição modificada no plano- α a partir de uma combinação das características descritas acima. Para tanto, são necessárias duas características circulares e duas direcionais. As características circulares são responsáveis por definir as circunferências externa e interna da zona de restrição, enquanto as características direcionais definem as retas superior e inferior da mesma.

3.9.1 Comparador Proposto por Schweitzer & Roberts (1993)

Schweitzer & Roberts (1993) propuseram um novo equacionamento para um comparador de fase do tipo cosseno. Analisando-se o produto de um número complexo \mathbf{A} pelo conjugado de um segundo número \mathbf{B} , percebe-se que o resultado carrega a defasagem angular entre eles:

$$\begin{aligned} \mathbf{S} &= \mathbf{A} \cdot \mathbf{B}^* \\ &= A \cdot B \angle(\theta_A - \theta_B) \\ &= |A||B| \cos \theta_{AB} + j|A||B| \sin \theta_{AB} \\ &= (A_{re}B_{re} + A_{im}B_{im}) + j(A_{im}B_{re} - A_{re}B_{im}) \\ &= P + jQ \end{aligned} \quad (3.48)$$

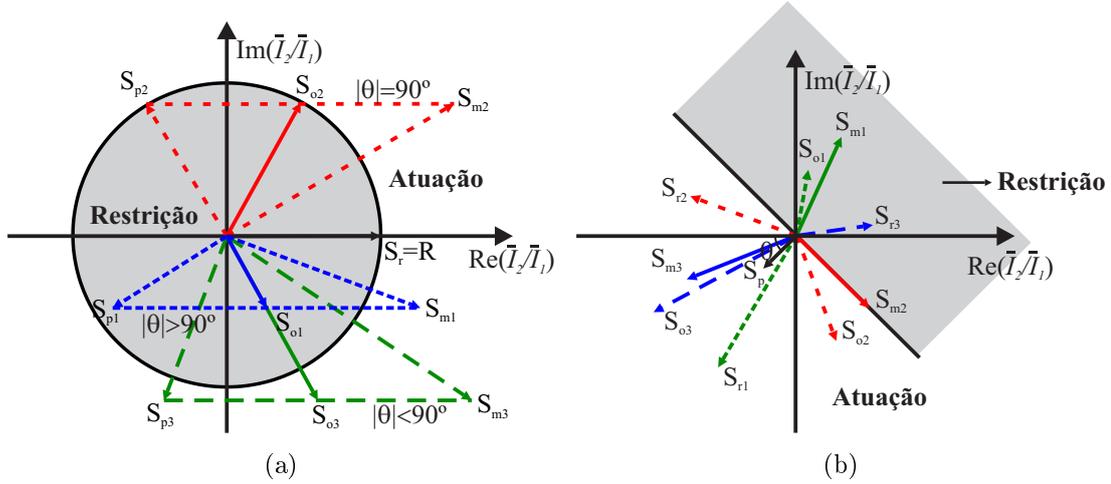


Figura 3.13. (a) Característica circular no plano- α . Linhas contínuas: comparadores de magnitude. Linhas tracejadas: comparadores fase. (b) Característica direcional no plano- α . Linhas contínuas: comparadores de fase. Linhas tracejadas: comparadores de magnitude.

onde $\theta_{AB} = \theta_A - \theta_B$.

O termo P é um comparador de fase tipo cosseno, cuja lógica está apresentada em (3.49), enquanto Q é um comparador de fase tipo seno. Assim:

$$P = \begin{cases} \geq 0 & \text{se } -90^\circ \leq \theta_{AB} \leq 90^\circ; \\ < 0, & \text{caso contrário.} \end{cases} \quad (3.49)$$

Então, pode-se realizar a comparação de fase entre dois vetores através de P , ou seja, apenas pelo produto de suas partes reais somado com o produto de suas partes imaginárias. Além disso, avaliando-se somente seu sinal é possível determinar se um ponto está dentro ($P \geq 0$) ou fora ($P < 0$) da região delimitada pela comparação. Vale ressaltar que com isso não é necessária a estimação da fase das correntes reduzindo o esforço computacional (SCHWEITZER; ROBERTS, 1993).

3.9.2 Detecção de Curtos Via Plano Alfa

Será utilizado o equacionamento descrito por Schweitzer & Roberts (1993) para representar as características circular e direcional descritas na Seção 3.9 e assim definir a zona de restrição modificada (MOLAS *et al.*, 2012). Os quocientes r que se encontrarem fora desta região indicam atuação. Nesse sentido, as comparações foram feitas com comparadores de fase para todas as características através de (3.50). Nessa equação, S_1 e S_2 são as entradas dos comparadores de

fase das Equações (3.45) e (3.46).

$$P = S_1^{re} S_2^{re} + S_1^{im} S_2^{im}. \quad (3.50)$$

A variável final de atuação é obtida levando-se em consideração as quatro comparações que definem a região de restrição para cada unidade diferencial. Como na proteção diferencial a análise é inerentemente segregada por fases, criou-se a função $SignXY(P)$, que simplifica a obtenção do sinal de restrição. Existem quatro sinais desse tipo para cada unidade, de forma que $X \in \{A, B, C, Q, G\}$ representa a unidade em questão e $Y \in \{1, 2, 3, 4\}$ indica qual característica está sendo avaliada, isto é: 1- circunferência externa; 2- circunferência interna; 3- direcional superior e 4- direcional inferior. Por exemplo, $SignA1(P)$ indica que o resultado da característica circular externa da fase A é avaliado. Os resultados para a circunferência interna devem ser invertidos pois, neste caso, a restrição ocorre fora desta característica. $SignXY$ está definida em (3.51):

$$SignXY(P) = \begin{cases} 1 & \text{se } P \geq 0; \\ 0 & \text{se } P < 0. \end{cases} \quad (3.51)$$

onde P é a saída de cada um dos quatro comparadores para uma determinada unidade. O resultado $SignXY = 1$ indica atuação para uma determinada característica, já $SignXY = 0$ indica restrição.

Por fim, cria-se o sinal de atuação $AtuaX$ ($X \in \{A, B, C, Q, G\}$), cujo cálculo depende do ângulo α . A Figura 3.14(a) mostra, em destaque, a região delimitada pelo produto dos quatro $SignXY$ para dois ângulos. Quando a abertura angular $\alpha_1 < 180^\circ$ (linhas pontilhadas), define-se a região esperada. Porém, para $\alpha_2 > 180^\circ$, a região, que deveria ser limitada pelas características direcionais tracejadas, apresenta um alfa equivalente à α_1 . Na Figura 3.14(b), para o mesmo α_2 , são definidas duas regiões utilizando apenas três sinais $SignXY$ cada. A região delimitada por linhas pontilhadas usa $Y = 1, 2$ e 3 e a definida por linhas tracejadas usa $Y = 1, 2$ e 4 . Se os quocientes r estiverem em qualquer uma destas zonas de restrição a unidade não deve atuar. Assim, a característica modificada é corretamente obtida ao se definir $AtuaX$ segundo (3.52):

$$AtuaX = \begin{cases} \sum_{Y=1}^4 SignXY, & \text{se } \alpha \leq 180^\circ; \\ \sum_{Y=1}^3 SignXY \text{ E } \sum_{Y=1,2,4} SignXY, & \text{caso contrário.} \end{cases} \quad (3.52)$$

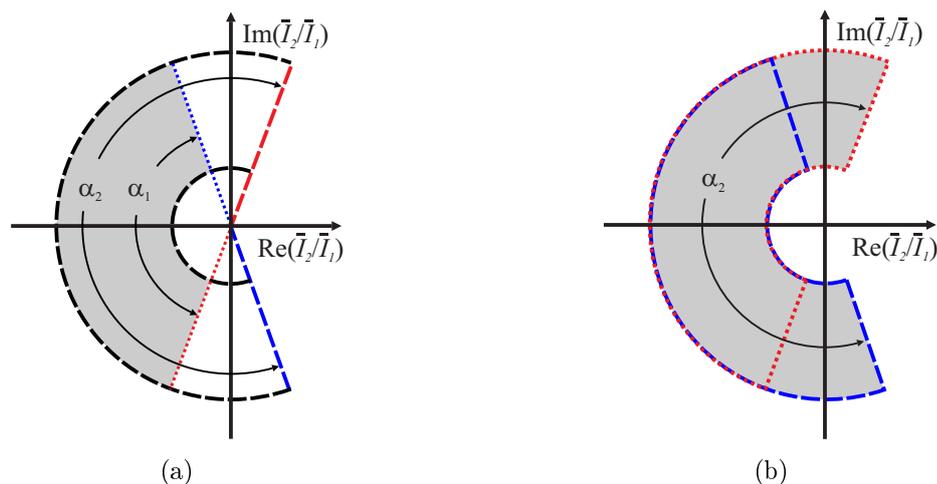


Figura 3.14. Regiões definidas pela variável $AtuaX$. (a) resultado do produto das 4 características para alfas menor e maior que 180° . (b) resultado da operação OU entre duas regiões para alfa maior que 180°

O somatório descrito acima garante que enquanto $AtuaX = 0$ não há atuação, pois os pontos estão dentro da característica de restrição. Quando $AtuaX \geq 1$, uma ou mais comparações indicam que os pontos estão fora de sua zona de restrição caracterizando uma falta.

3.10 LÓGICA DE TRIP

Como já foi mencionado, a proteção diferencial é intrinsecamente segregada por fase, o que facilita a utilização da abertura monopolar dos disjuntores. Esta forma de eliminar defeitos preza pela seletividade do esquema de proteção, visto que fases não afetadas permanecem em operação durante faltas monofásicas. Todavia, a aplicação das unidades de sequência representa uma dificuldade para a adoção do chaveamento monopolar, uma vez que sua atuação não está relacionada a operação de nenhuma das fases especificamente. Sendo assim, uma lógica adicional de seleção de fases deve ser incluída para utilizar de forma adequada as unidades de sequência e a abertura monopolar, limitando parte da flexibilidade da proteção diferencial de linhas de transmissão (SEL, 2014).

Neste trabalho optou-se por um esquema de abertura tripolar, de forma que quando uma unidade diferencial atinge o seu *pick-up* e sua variável de atuação do plano- α indicar um defeito, ela emitirá um *trip* representado pela variável binária T87L. A abertura do disjuntores de cada fase é controlada por uma variável TDJ, que é ativada se o T87L daquela fase ou de qualquer

unidade de sequência estiver ativo, como mostram 3.53 a 3.55.

$$\text{TDJA} = \text{T87LA} \text{ OU } \text{T87LQ} \text{ OU } \text{T87LG} \quad (3.53)$$

$$\text{TDJB} = \text{T87LB} \text{ OU } \text{T87LQ} \text{ OU } \text{T87LG} \quad (3.54)$$

$$\text{TDJC} = \text{T87LC} \text{ OU } \text{T87LQ} \text{ OU } \text{T87LG} \quad (3.55)$$

IMPLEMENTAÇÕES COMPUTACIONAIS

Os sistemas de proteção buscam a rápida detecção e eliminação de distúrbios nos sistemas de potência, responsáveis por severas elevações de corrente e também por gerar transitórios eletromagnéticos. Estes são variações repentinas e, em geral, com componentes de alta frequência sobrepostas aos sinais de tensão e corrente de um sistema operando de forma estável, isto é, em regime permanente. Estas variações estão associadas à dinâmica da troca de energia eletromagnética entre os elementos acumuladores de energia presentes no sistema, o que submete os equipamentos a elevados níveis de estresse. Um estudo de transitórios eletromagnéticos pode ser feito para a especificação dos dispositivos de proteção a serem utilizados em um sistema elétrico, para investigar as causas das perturbações ocorridas ou ainda quando da fabricação de novos componentes aos quais devem ser definidos níveis de suportabilidade em relação às variações e picos de corrente e tensão transitórias.

Diversos programas computacionais permitem a simulação de complexos sistemas em regime permanente a 60 Hz. Entretanto, a maioria deles não faz a análise dos transitórios eletromagnéticos aos quais estes sistemas estão sujeitos. Por outro lado, programas do tipo EMTP, como o ATP, levam em consideração esta questão e permitem que sejam realizados estudos aprofundados das causas e consequências de transitórios em sistemas elétricos, possibilitando que medidas preventivas e corretivas adequadas possam ser tomadas.

Neste contexto torna-se importante também a criação de modelos dos dispositivos digitais de proteção para que possa ser realizada a simulação em malha fechada entre os sistemas elétricos de potência e a proteção que lhes é aplicada. Assim, é possível que sejam exploradas novas técnicas de proteção a partir da análise da interação destes sistemas. Como foi dito no Capítulo 1, os relés numéricos microprocessados são programáveis, de forma que algoritmos de proteção desenvolvidos, utilizando-se estes modelos, sempre podem ser aplicados sem a necessidade da onerosa troca de equipamentos.

Tendo em vista as considerações feitas acima, com o intuito de avaliar o desempenho da proteção diferencial de linhas de transmissão, foi feita a simulação de um sistema composto por algumas linhas através do ATP e também foram modelados no ambiente MODELS outros dispositivos necessários para a implementação de um esquema de proteção para atuar sobre este sistema. Neste capítulo são comentadas as ferramentas utilizadas para a realização deste trabalho e são abordados em detalhes o sistema e cada um dos modelos criados.

4.1 ATP E MODELS

O ATP é um programa de distribuição gratuita para a análise de transitórios eletromagnéticos que surgiu na década de 80 devido à dissidência de W. Scott Meyer do *EMTP Development Coordination Group* (DCG). Este grupo cuidava dos assuntos relacionados ao aperfeiçoamento, documentação, manutenção e suporte do EMTP para a empresa *Bonneville Power Administration* (BPA). Quando esta, em acordo com o *Electric Power Research Institute* (EPRI) e o DCG, decidiu comercializar o EMTP, W. Scott Meyer e Tsu-huei Liu, em desacordo, coordenaram um grupo para a criação do ATP (FILHO; PEREIRA, 1996; TAVARES *et al.*, 2003).

Este programa aplica um algoritmo generalizado desenvolvido por Dommel (1969) que faz uso da regra de integração trapezoidal para discretizar elementos a parâmetros concentrados representando-os através de equações de diferenças e utiliza também o método das características de Bergeron para representar elementos a parâmetros distribuídos. Além disso são aplicadas técnicas de esparsidade e de fatorização triangular otimizada de matrizes durante a resolução dos sistemas. Por se tratar de um programa digital, os cálculos são feitos a intervalos de tempo discretos definidos pelo usuário.

No ATP estão disponíveis diversos modelos prontos para serem usados na montagem e simulação de sistemas elétricos de potência. Alguns deles são listados abaixo (LEUVEN, 1987):

- Elementos a parâmetros concentrados;
- Elementos RL acoplados;
- Modelos PI-Equivalentes Polifásicos;
- Transformadores;
- Linhas de transmissão;

- Elementos não-lineares;
- Chaves;
- Fontes;
- Pára-raios;
- Compensadores estáticos e válvulas conversoras.

O programa pode fornecer respostas no tempo para tensões nos nós e ramos ou para correntes de ramos, além de fluxos de potência e fasores da resolução em regime permanente do sistema em análise. Entretanto, ele somente é capaz de simular uma sequência pré-definida de estados do sistema de potência que emulam mudanças súbitas em sua configuração tais como: curto circuitos e abertura e fechamento de disjuntores (SILVA, 2006). Em outras palavras, o ATP não tem capacidade para, sozinho, representar o funcionamento de um relé, que precisa executar uma série de operações com os sinais obtidos do sistema para tomar uma decisão, como a abertura de um disjuntor.

4.1.1 A Linguagem MODELS

A MODELS é uma linguagem de programação estruturada anexa ao ATP, voltada para a simulação no domínio do tempo e que pode ser usada para descrever a dinâmica do comportamento de complexos sistemas físicos (DUBE, 1996). O ATP também apresenta a TACS (*Transient Analysis of Control Systems*), que fornece modelos prontos de dispositivos que se comunicam diretamente com o ATP como chaves e fontes. Entretanto, seu principal objetivo é permitir o uso de técnicas de controle sobre os sistemas simulados. Para isso, apresenta funções pré-definidas que facilitam a criação de diagramas de blocos que compõe as malhas de controle. A MODELS pode ser considerada um aperfeiçoamento da TACS, pois apresenta potencial para representar todas as suas funções e modelos e ainda dá a liberdade de uma linguagem de programação de alto nível para a criação de novos componentes do sistema.

Com a MODELS é possível criar modelos de componentes do sistema elétrico de potência que não são contemplados pelo ATP nem pela TACS ou que não apresentem as características desejadas. Os modelos são compostos de nome, entradas, variáveis internas, uma sequência de comandos e saídas. Depois de criados, cada um deles se torna uma caixa preta que pode

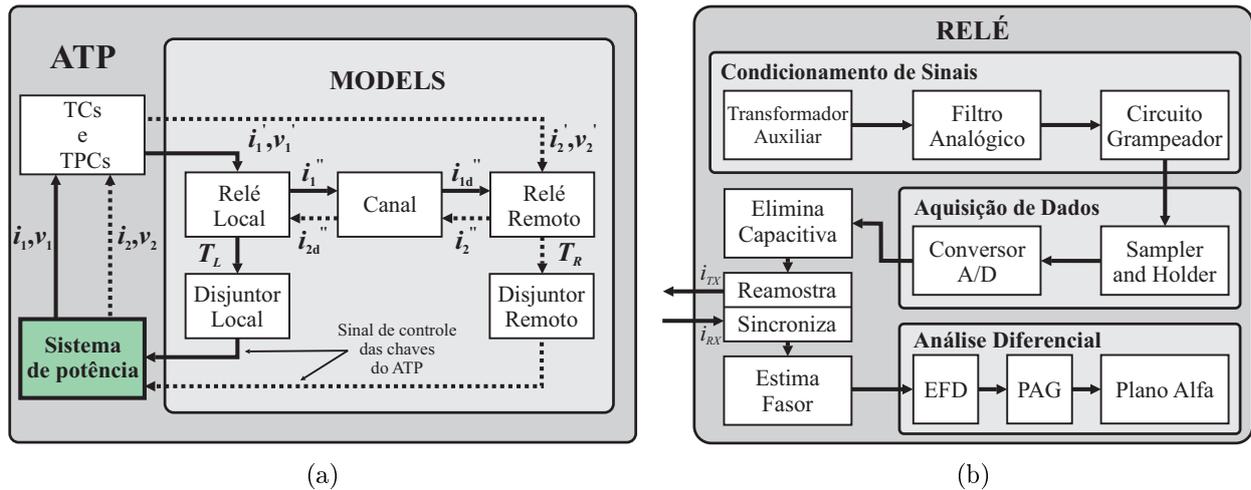
ser reutilizada individualmente ou para se tornar parte de modelos maiores e mais complexos. Todos os sinais de corrente e tensão calculados pelo ATP podem ser enviadas à MODELS, lá podem ser manipulados utilizando-se uma sintaxe simples e que apresenta uma gama de funções pré-definidas com grande versatilidade para a implementação de diversos dispositivos. Abaixo estão resumidas algumas características da MODELS:

- Linguagem de programação de alto nível e fácil compreensão similar a Pascal e Fortran.
- Permite o controle de algumas variáveis da simulação no ATP.
- Pode gerar resposta no tempo das variáveis internas aos modelos criados.
- Serve de interface entre o ATP e subrotinas feitas em linguagens como C e Fortran.
- Não apresenta restrições no tamanho das variáveis como no ATP, de forma que os modelos podem ser melhor descritos pelo seu nome.
- Permite a visualização da dinâmica da interação entre o sistema e os modelos criados.

Este conjunto de características torna a combinação do ATP e da MODELS uma importante ferramenta para a simulação de sistemas de proteção como será descrito nas seções seguintes.

4.2 MODELAGEM E SIMULAÇÃO

Os diagramas de blocos apresentados na Figura 4.1 resumem toda a simulação desenvolvida neste trabalho. A Figura 4.1(a) apresenta uma visão geral de como ocorre a interação entre os componentes simulados no ATP e os modelos criados na MODELS. Para que os sinais gerados pelo ATP emulem sinais analógicos, o passo de integração aplicado nesta simulação foi de $5,208 \cdot 10^{-6}$ s. A cada passo da simulação, os transformadores para instrumento do sistema de potência enviam sinais de correntes, i'_1 e i'_2 , e tensões, v'_1 e v'_2 , em cada fase da linha para os respectivos relés. Estes aplicam a compensação da corrente capacitiva às correntes locais e utilizam o modelo do canal de comunicação para enviar estas informações (i''_1 e i''_2) de um terminal para outro. O modelo “Canal” acrescenta um atraso pré-definido nas informações que passam por ele. Em posse das amostras compensadas (i''_{1d} e i''_{2d}), os relés sincronizam as informações pela comparação de etiquetas de tempo, estimam os fasores e efetuam a detecção de curtos através da análise no plano- α . Caso uma falta seja detectada, enviam os comandos de *trip* T_L e T_R , segregados por fase, para os disjuntores. O modelo “Disjuntor” é responsável por



(a) (b)
Figura 4.1. Diagramas de blocos. (a) Geral. (b) Relé.

simular o tempo de abertura devido ao funcionamento das partes mecânicas e pela detecção da passagem pelo zero. Por fim, o “Disjuntor” envia um sinal de controle para abrir as chaves do ATP eliminando o curto.

Na Figura 4.1(b) está discriminado o processo pelo qual os sinais provenientes dos TCS e TPCs devem passar dentro do relé até a tomada de decisão com a análise diferencial. Alguns blocos foram omitidos por desempenharem funções auxiliares para outros modelos e serão mencionados na descrição dos mesmos. Na primeira etapa, o “Condicionamento de Sinais”, as informações analógicas obtidas da rede são tratadas para se adequarem aos requisitos e restrições dos componentes internos do relé. Na “Aquisição de Dados” ocorre a conversão de analógico para digital, com uma taxa de amostragem elevada, dos sinais condicionados e a normalização das correntes resultantes. Em seguida, efetua-se a compensação da corrente capacitiva, reamostragem e o envio para o terminal remoto das seguintes informações (i_{TX}): três correntes compensadas, três correntes não compensadas, o instante da aquisição e um bit relacionado à detecção de faltas externas. Então, os sinais recebidos i_{RX} são sincronizados e os fasores das correntes locais e remotas são estimados, nos modelos “Sincroniza” e “Estima Fasor”, respectivamente. Na “Análise Diferencial” é feita a detecção de faltas externas, a aplicação do PAG e, finalmente, a detecção de faltas no modelo “Plano Alfa” para determinar se o relé deve atuar ou não. Em caso positivo, o *trip* é enviado para o “Disjuntor”.

Nas próximas seções será explicado a função de cada um dos blocos apresentados, bem como os detalhes de sua implementação. Para facilitar o entendimento dos códigos que serão apresentados, realiza-se a descrição dos principais ambientes presentes nos modelos criados

através da linguagem MODELS.

- INPUT: neste ambiente são descritas as variáveis de entrada do modelo. Estas podem ser provenientes de outros modelos ou de partes do sistema elétrico e variam com o passar do tempo.
- OUTPUT: listagem de variáveis que contém os resultados obtidos no modelo. Podem ser utilizadas por outros modelos ou pelo ATP.
- DATA: parâmetros de entrada do modelo. São lidos na primeira vez que o modelo é requisitado. Em geral são constantes, mas podem ser definidos em função de outras variáveis.
- CONST: constantes a serem utilizadas pelo modelo. A diferença entre estes valores e os DATA é que os últimos são definidos fora do modelo.
- INIT: ambiente para a inicialização de variáveis. Todas as variáveis devem ser inicializadas, mas somente serão mostradas aquelas cujo valor inicial é diferente de zero.
- EXEC: ambiente no qual são realizadas todas as operações pertinentes ao modelo em questão.
- USE: apesar de não aparecer nos códigos que serão exibidos, este é comando que faz a chamada de cada um dos modelos criados. Neste momento são passados os valores de entrada e os parâmetros do ambiente DATA.
- TIMESTEP MIN: este comando é usado ao fazer a chamada de um modelo em intervalos de tempo fixos. Por exemplo, TIMESTEP MIN: 1E-3, indica que o modelo somente será chamado a cada 1 ms, independentemente do passo de integração utilizado.

4.3 SISTEMA DE POTÊNCIA

O sistema é a fonte das informações necessárias para que o relé possa tomar suas decisões e é obviamente aquele que se deseja proteger. Suas correntes são constantemente monitoradas para que um curto-circuito possa ser detectado corretamente e sejam tomadas as medidas necessárias para sua eliminação. O ATP foi utilizado para simular o sistema apresentado na Figura 4.2(a). Ele é composto por uma linha de transmissão de 500 kV e 300 km de extensão, considerada perfeitamente transposta e a parâmetros distribuídos para efeitos de simulação. Ligados às barras S e R estão os equivalentes de Thévenin do sistema, onde esta linha poderia

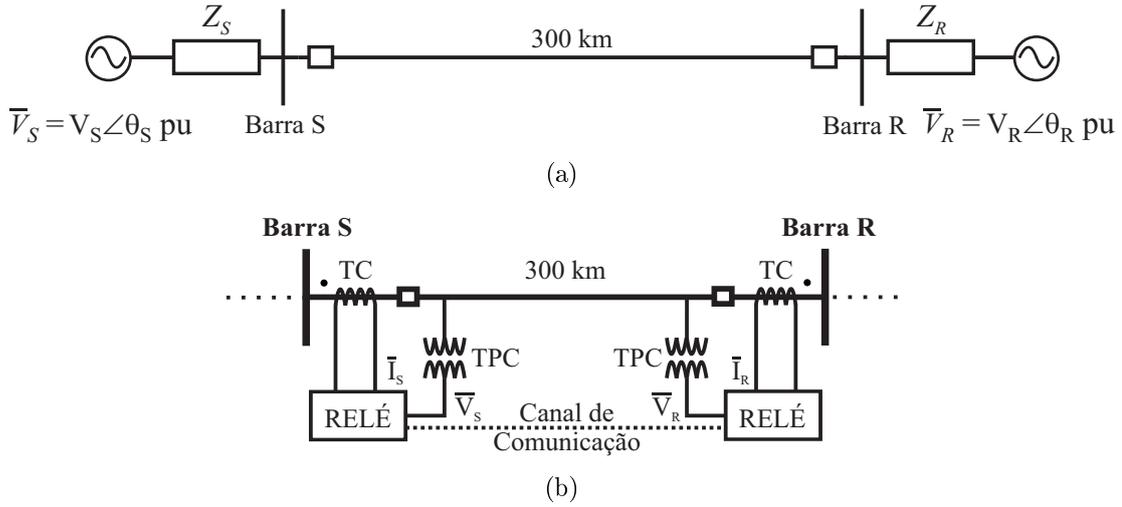


Figura 4.2. Sistema simulado. (a) Geral. (b) Detalhe.

estar inserida. Os parâmetros da linha de transmissão simulada são apresentados na Tabela 4.1 e correspondem ao trecho São João do Piauí - Milagres do subsistema nordeste do SIN. A Tabela 4.2 exhibe as especificações dos equivalentes de Thévenin e das fontes, cujas tensões e ângulos não foram definidas, pois serão alterados para avaliar a influência do carregamento na proteção da linha. De forma análoga, visando facilitar a análise da influência da força da fonte na proteção, as impedâncias dos equivalentes foram definidas em função do seu *SIR* (*Source Impedance Ratio*). O *SIR* de uma fonte é calculado como a razão entre sua impedância Z_S ou Z_R e a impedância da linha de transmissão Z_{LT} , conseqüentemente, os valores apresentados na Tabela 4.2 aparecem como múltiplos da impedância total da linha.

Tabela 4.1. Parâmetros das Linhas de Transmissão

Sequência	r_L (Ω/km)	x_L (Ω/km)	y_L ($\mu\text{U}/\text{km}$)
Zero	0,4930	1,3390	2,890
Positiva	0,0186	0,2670	6,124

Tabela 4.2. Parâmetros dos Equivalentes de Thévenin

Barra	Módulo	Fase ($^\circ$)	R_0 (Ω)	X_0 (Ω)	R_1 (Ω)	X_1 (Ω)
<i>S</i>	V_S	θ_S	$SIR_S \cdot 147,9$	$SIR_S \cdot 401,7$	$SIR_S \cdot 5,58$	$SIR_S \cdot 80,1$
<i>R</i>	V_R	θ_R	$SIR_R \cdot 147,9$	$SIR_R \cdot 401,7$	$SIR_R \cdot 5,58$	$SIR_R \cdot 80,1$

Todos os equipamentos que compõe o sistema de proteção simulado estão destacados na Figura 4.2(b). As correntes e tensões são monitoradas pelos TCs posicionados antes dos disjuntores e TPCs conectados aos terminais da linha, ambos ligados aos relés. Entre os relés

existe ainda um canal de comunicação, modelado de forma determinística como um atraso fixo em cada sentido (KASZTENNY *et al.*, 2011). Nos terminais existem disjuntores que são representados por chaves do ATP controladas por sinais vindos do modelo “Disjuntor” da MODELS.

4.4 TRANSFORMADORES PARA INSTRUMENTO

Os transformadores para instrumento têm o objetivo de fazer uma cópia fiel e de intensidade reduzida das correntes e tensões existentes no sistema elétrico simulado de modo que estas possam servir de entrada para equipamentos de menor potência como os relés. Nesta simulação, foram utilizados o TC C800 2000-5 A (IEEE PSRC, 2004) e o transformador de potencial capacitivo (TPC) de 500 kV e 115 V secundários (PAJUELO *et al.*, 2008), cujos modelos são mostrados na Figura 4.3. Ambos são descritos em detalhes em suas referências, incluindo todos os parâmetros necessários para a simulação como impedância dos cabos, curva característica do ramo de magnetização e capacitâncias de acoplamento.

O TC é composto por um transformador com as impedâncias do primário ($R_{pri} + jX_{pri}$)

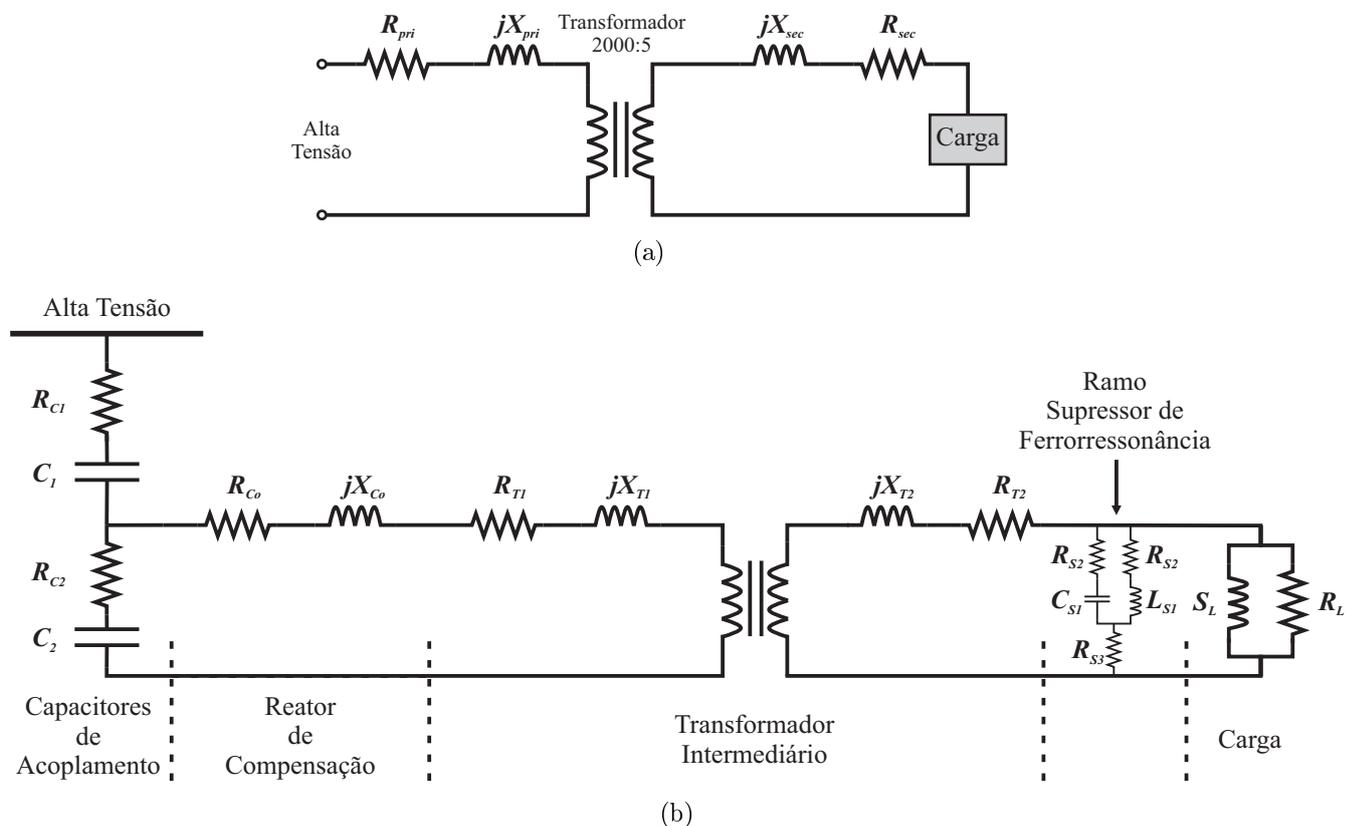


Figura 4.3. Modelos do (a) TC e (b) TPC no ATP.

e secundário ($R_{sec} + jX_{sec}$), caracterizando as perdas nos enrolamentos e os fluxos de dispersão em cada terminal. Entretanto, segundo o IEEE PSRC (2004) estas grandezas podem ser desprezadas para simulações de curtos-circuitos. O modelo do transformador no ATP inclui sua curva de magnetização, responsável pela saturação do equipamento quando submetido à correntes e níveis DC de tensão elevados (LEUVEN, 1987). A carga do TC, também conhecida como *burden*, é composta pela resistência dos cabos, que o conecta do pátio da subestação onde se encontra à sala de controle, e pela resistência de entrada do relé digital, totalizando $0,75\Omega$ para faltas que não envolvam a terra e $1,5\Omega$ para as que envolvam. A resistência dos relés digitais é muito baixa de forma que sua influência é desprezível.

De forma geral, um TPC é usado para sistemas a partir de 138 kV, uma vez que, devido à questões de isolamento, dimensão e custo, o uso apenas dos transformadores de potencial indutivos (TPIs) se torna impraticável (D’AJUZ, 1987). Como pode ser visto na Figura 4.3(b), os TPCs fazem uso de um divisor de tensão capacitivo (capacitores de acoplamento) como primeira etapa de redução de tensão. A tensão de saída do divisor, aproximadamente 9 kV, serve como entrada para um TPI abaixador com secundário normalizado em 115 V. Para garantir mínima impedância de entrada para o transformador intermediário, aplica-se o reator de compensação, que entra em ressonância com o divisor capacitivo na frequência fundamental do sistema. Existe ainda um ramo supressor de ferorressonância (RSF) conectado ao seu secundário para garantir uma boa resposta transitória para o TPC, frente à situações de ferorressonância. A carga do TPC influencia sua resposta transitória e por isso foi modelada como uma resistência e uma indutância em paralelo (PAJUELO *et al.*, 2008).

As medições efetuadas pelo TPC podem afetar diretamente o desempenho do algoritmo de remoção da corrente capacitiva. Por este motivo, apresenta-se nas Figuras 4.4(a) e 4.4(b), respectivamente, a magnitude e a fase de sua resposta em frequência, onde estão destacados os valores obtidos para a frequência fundamental do sistema de 60 Hz. Nota-se que nesta frequência as alterações são muito pequenas, uma redução de 3% na magnitude e avanço de 0.6° na fase (≈ 0.03 ms) resultando em uma reprodução fiel dos sinais de regime permanente. Por outro lado, a resposta para sinais transitórios não é muito eficiente, visto que estes apresentam varias componentes de frequência, cada uma delas destorcidas de forma diferente, possivelmente prejudicando a compensação (PAJUELO *et al.*, 2008).

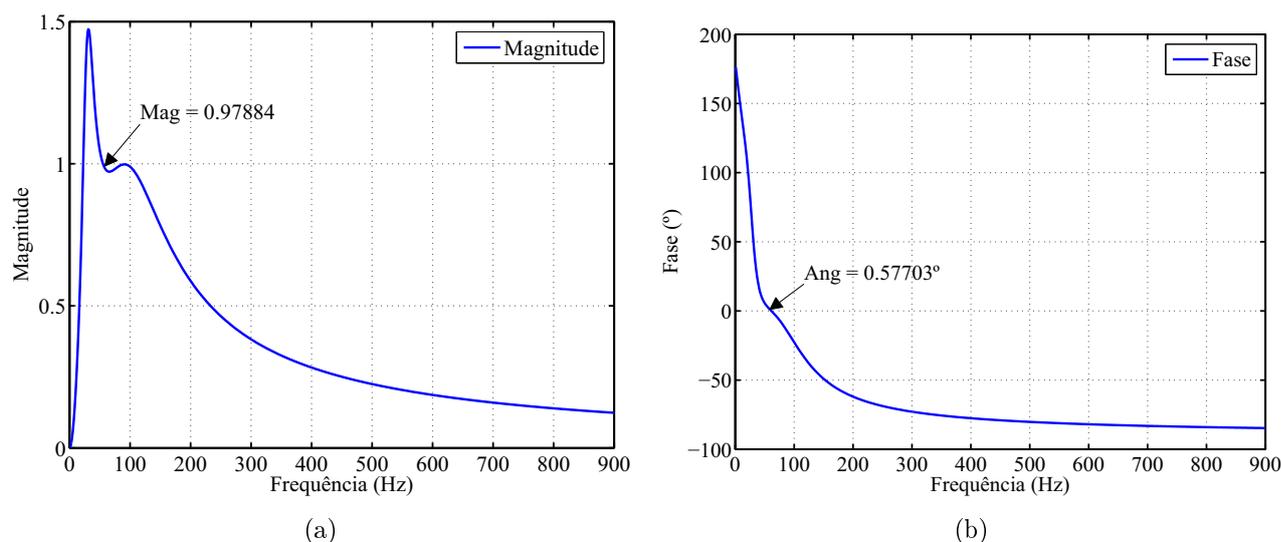


Figura 4.4. Resposta em frequência do TPC. (a) Magnitude. (b) Fase.

4.5 O RELÉ DIFERENCIAL

Para que o relé de proteção digital possa tomar qualquer tipo de decisão é necessário que sejam calculados os fasores de corrente em ambos os terminais da linha, para que com eles, possam ser realizadas todas as análises descritas na Seção 3.9. Seguindo a sequência de processos indicados na Figura 4.1(b), os sinais obtidos do sistema de potência devem ser tratados e digitalizados (amostragem e quantização), para que, então, sejam aplicadas a remoção de corrente capacitiva, a estimação de fasores e a lógica diferencial propriamente dita. Todas estas etapas são descritas nas seções seguintes com seus respectivos modelos. Os segmentos de código que serão apresentados são aplicados às três fases do sistema e, algumas vezes, às sequências zero e negativa. Entretanto, para poupar espaço e evitar repetições, somente uma das fases será apresentada, a menos que isso dificulte a compreensão. Alguns trechos dos códigos implementados serão omitidos por não serem de relevância para esta explicação. Os comentários (trechos após o símbolo `--`) descrevem os sinais e variáveis que estão sendo manipulados.

4.5.1 Transformadores Auxiliares

Esta é a primeira etapa do Condicionamento de Sinais. Os transformadores auxiliares recebem as correntes e tensões já reduzidas pelos TCs e TPCs e têm a função de converter e restringir seus valores a níveis de tensão adequados devido às restrições do conversor analógico

digital (conversor A/D), modelado para operar dentro da margem de -10 V a 10 V (JAEGER, 1982). Adicionalmente, este transformador promove o isolamento elétrico entre o relé e o sistema de potência. A Figura 4.5 mostra a topologia de dois transformadores auxiliares utilizados para corrente (TCA) e tensão (TPA), respectivamente. Ambos são compostos por um transformador ideal 1:1, representando o isolamento elétrico entre os circuitos, e por resistores no lado secundário cujos terminais fornecem a tensão de saída destes elementos (PEREZ, 2006).

4.5.1.1 TC Auxiliar

A partir do circuito da Figura 4.5(a) pode-se deduzir que:

$$v_{out} = i_{TC}^{sec} \cdot r_{TCA}, \quad (4.1)$$

onde i_{TC}^{sec} é a corrente no secundário do TC de potência, v_{out} é a tensão na saída do transformador auxiliar e r_{TCA} é a resistência que se deseja calcular e o inverso da relação de transformação do TCA (RTCA).

A entrada deste modelo pode ser escrita em função da corrente no primário do TC e de sua relação de transformação RTC :

$$i_{TC}^{sec} = \frac{i_{TC}^{prim}}{RTC}. \quad (4.2)$$

Dessa forma pode-se encontrar r_{TCA} e RTCA de acordo com 4.3:

$$r_{TCA} = \frac{v_{out} \cdot RTC}{i_{TC}^{prim}} \text{ e } RTCA = \frac{i_{TC}^{prim}}{v_{out} \cdot RTC}. \quad (4.3)$$

O valor da resistência é calculado de forma que, para a máxima corrente de curto, a tensão de saída do transformador auxiliar excursiona entre os valores -10 e 10 V. Nesta simulação,

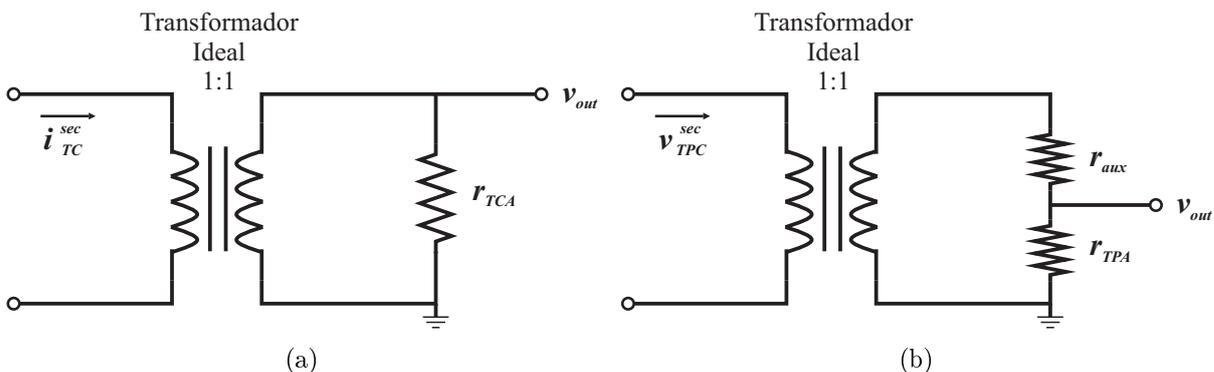


Figura 4.5. Transformadores auxiliares. (a) Para corrente. (b) Para tensão.

considerou-se que o valor máximo desta corrente seja 40 kA e, de acordo com o que foi descrito na Seção 4.4, a relação de transformação do TC é $2000/5 = 400$. Assim, r_{TCA} é dado por (4.4):

$$r_{TCA} = \frac{10 \cdot 400}{40 \cdot 10^3} = 0,1 \Omega \Rightarrow RTCA = 10. \quad (4.4)$$

4.5.1.2 TP Auxiliar

De forma análoga a relação de transformação do TPA pode ser obtida calculando-se r_{TPA} . Observando-se a Figura 4.5(b) v_{out} pode ser escrito como:

$$v_{out} = v_{TPC}^{sec} \left(\frac{r_{TPA}}{r_{aux} + r_{TPA}} \right) \Rightarrow RTPA = \frac{r_{aux} + r_{TPA}}{r_{TPA}}, \quad (4.5)$$

isolando r_{TPA} :

$$r_{TPA} = r_{aux} \left(\frac{v_{out}}{v_{TPC}^{sec} - v_{out}} \right), \quad (4.6)$$

sendo que v_{TPC}^{sec} pode ser dado em função da tensão no primário do TPC segundo (4.7):

$$v_{TPC}^{sec} = \frac{v_{TPC}^{prim}}{RTP}. \quad (4.7)$$

O valor de r_{TPA} deve ser calculado de forma que v_{out} não ultrapasse 10 V. Para isso considera-se uma sobretensão máxima de 50% na tensão do primário v_{TPC}^{prim} e define-se $r_{aux} = 100 \Omega$, além de $RTP = 4328,7$, como descrito anteriormente. Assim:

$$r_{TPA} = 100 \left(\frac{10}{1,5 \cdot 500 \cdot 10^3 \left(\frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \right) \left(\frac{1}{4328,7} \right) - 10} \right) = 7,6064 \Omega \quad (4.8)$$

e

$$RTPA = \frac{100 + 7,6064}{7,6064} = 14,147 \quad (4.9)$$

O Modelo 4.1, representa um trecho do código implementado na MODELS para representar o transformador auxiliar. A cada passo de cálculo, os sinais de entrada **sigIN** de cada fase são divididos pela relação do transformador auxiliar **RTA** resultando nos sinais de tensão de saída **sigOUT**, por sua vez aplicados como entrada do filtro analógico. Este modelo é executado duas vezes, uma para os sinais de tensão e outra para os sinais de corrente, alterando-se o ambiente **DATA** com as informações necessárias para cada caso.

```

1 MODEL TrafoAuxiliar
2   INPUT
3     sigIN1      -- corrente ou tensão da Fase A no secundário do TC ou TPC de potência
4   OUTPUT
5     sigOUT1     -- tensão Vout Fase A
6     RTA        -- relação de transformação RTA
7   DATA
8     RT         -- relação de transformação do transformador de potência
9     Amax       -- máxima corrente ou tensão no sistema de potência
10  CONST
11    Vmax {val:10.0} -- margem de saída do transformador auxiliar (limite do CONV A/D)
12  INIT
13    RTA:=Amax/(Vmax*RT) -- definição de RTA de acordo com a Equação 4.3
14  ENDINIT
15  EXEC
16    sigOUT1:=sigIN1/rTA -- calcula a tensão de saída
17  ENDEXEC
18 ENDMODEL

```

Modelo 4.1: Transformador Auxiliar

4.5.2 Filtro Analógico

O filtro analógico tem a função de eliminar as componentes de alta frequência contidas nos sinais retirados do sistema. Estas surgem devido aos transitórios decorrentes de faltas ou de operações normais do sistema, como religamentos e manobras. Elas podem ser responsáveis por picos de tensão e pela sobreposição do espectro de frequências (do inglês, *aliasing*), explicado posteriormente, afetando o processo de digitalização dos sinais e, conseqüentemente, a estimação dos fasores. Assim sendo, implementou-se um filtro passa-baixas do tipo Butterworth de terceira ordem cuja característica é o ganho uniforme na faixa de passagem (THEDE, 2004). Seus parâmetros são exibidos na Tabela 4.3 e função de transferência dada por (4.10).

$$H(s) = \frac{1,6452 \cdot 10^9}{s^3 + 2,3611 \cdot 10^3 \cdot s^2 + 2,7873 \cdot 10^6 \cdot s + 1,6452 \cdot 10^9} \quad (4.10)$$

Tabela 4.3. Parâmetros do Filtro Analógico

ω_p [Hz]	ω_c [Hz]	ω_s [Hz]	A_{min} [dB]	A_{corte} [dB]	A_{max} [dB]
150	189,89	240	1	3	60

Na Tabela 4.3, ω_p e ω_s correspondem às frequências que limitam as faixas de passagem, transição e corte do filtro e ω_c representa sua frequência de corte. A atenuação nestas três frequências são A_{min} , A_{max} e A_{corte} , respectivamente. (OPPENHEIM; SCHAFER, 1989).

As Figuras 4.6(a) e 4.6(b) mostram, respectivamente, a resposta em frequência do filtro e a comparação de um sinal antes e depois de sua passagem por ele. Percebe-se na Figura 4.6(a)

que as componentes de frequência superior a 200 Hz são consideravelmente atenuadas. A Figura 4.6(b) mostra, em linha cheia, a corrente resultante de um curto monofásico na fase A, na qual pode-se perceber claramente a presença de oscilações de frequência elevada. A curva tracejada representa este mesmo sinal após a passagem pelo filtro analógico. Dois resultados importantes se destacam: a eliminação das frequências de mais alta ordem, que era o objetivo inicial do filtro; e um atraso de $-37,29^\circ$ (ou aproximadamente 1,73 ms) no sinal de saída em relação à entrada. Este comportamento é típico deste tipo de filtro mas não afeta significativamente os resultados da simulação, de forma que a propriedade de ganho aproximadamente constante em sua faixa de passagem justifica sua utilização.

Dando continuidade ao Condicionamento de Sinais, o Modelo 4.2 recebe os dados vindos do

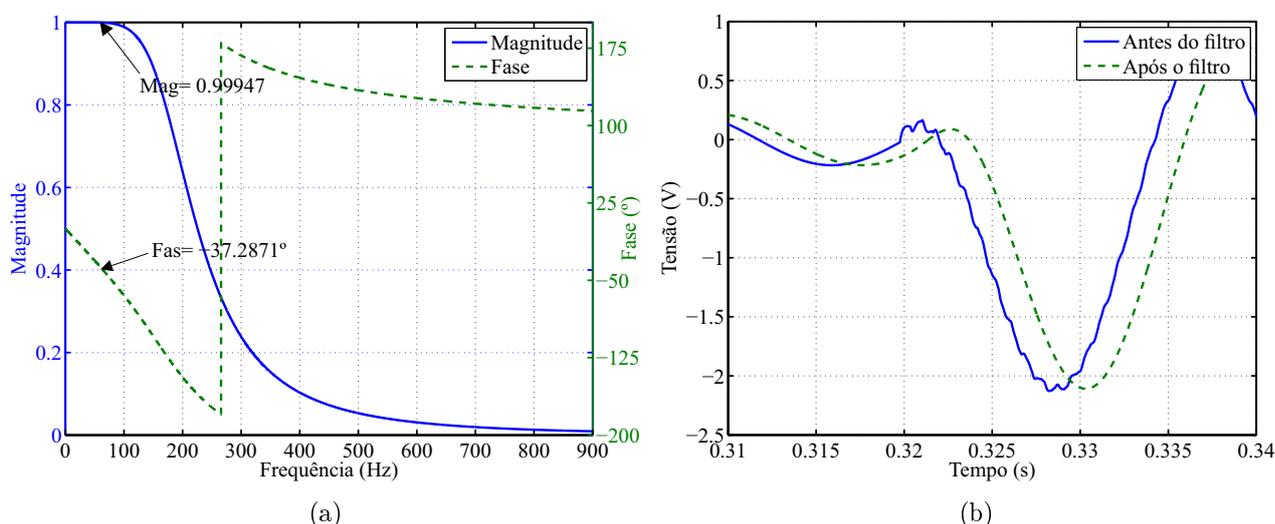


Figura 4.6. Filtro analógico. (a) Resposta em frequência. (b) Comparação dos sinais antes e depois da passagem pelo filtro.

```

1 MODEL FiltANA
2   INPUT
3     sigA          -- sinal de entrada da fase A vindo do transformador auxiliar
4   CONST          -- coeficientes da função de transferência
5     b0 {val:1.6452e9} -- numerador
6     a0 {val:1.6452e9} -- denominador
7     a1 {val:2.7873e6}
8     a2 {val:2.3611e3}
9     a3 {val:1.0}
10  OUTPUT
11    sigOUT[1..3]  -- sinal de saída do filtro vai para o circuito grameador
12  HISTORY        -- cria histórico das variáveis de saída
13    sigOUT[1..3] {dflt:0}
14  EXEC           -- aplica diretamente a função de transferência aos sinais de entrada
15    LAPLACE (sigOUT[1]/sigA) := b0|s0 / (a0|s0 + a1|s1 + a2|s2 + a3|s3)
16  ENDEXEC
17 ENDMODEL

```

Modelo 4.2: Filtro Analógico

Filtro Analógico. A função LAPLACE permite facilmente que a função de transferência $H(s)$ do filtro seja implementada diretamente como mostra (4.10). Como parte da sintaxe, é necessário que os coeficientes do numerador ($b0$) e do denominador ($a0 \dots a3$) sejam declarados como constantes do modelo. O ambiente HISTORY também é requisito para o uso de LAPLACE. Ele guarda um histórico das variáveis calculadas e estipula a condição inicial (`df1t:0`), caso seja o primeiro passo da simulação. A saída do filtro (`sigOUT`) segue para o circuito grampeador.

4.5.3 Circuito Grampeador

Tendo em vista que o conversor A/D possui uma faixa de operação bem definida e que valores superiores podem danificar os circuitos internos do relé, é necessário uma etapa que garanta a segurança de seus componentes. O circuito grampeador “grampeia” o sinal recebido do filtro analógico, limitando-o a +10 V e -10 V, caso estes valores tenham sido ultrapassados, apesar dos cuidados previamente tomados. A Figura 4.7 mostra um sinal grampeado (onda tracejada).

O Modelo 4.3 contém o código que implementa o circuito grampeador. Inicialmente, é feita a verificação do valor absoluto instantâneo do sinal de entrada (`abs(sigIn1)`), determinando se ele é maior que os 10 V permitidos. Caso não seja, ele é repassado diretamente para a saída. Por outro lado, caso o valor absoluto da entrada supere 10 V, a saída é dada por $10 \cdot \text{sign}(\text{sigIN1})$.

A função $\text{sign}(x)$ é definida por (4.11):

$$\text{sign}(x) = \begin{cases} 1 & \text{se } x > 0 \\ 0 & \text{se } x = 0 \\ -1 & \text{se } x < 0 \end{cases} \quad (4.11)$$

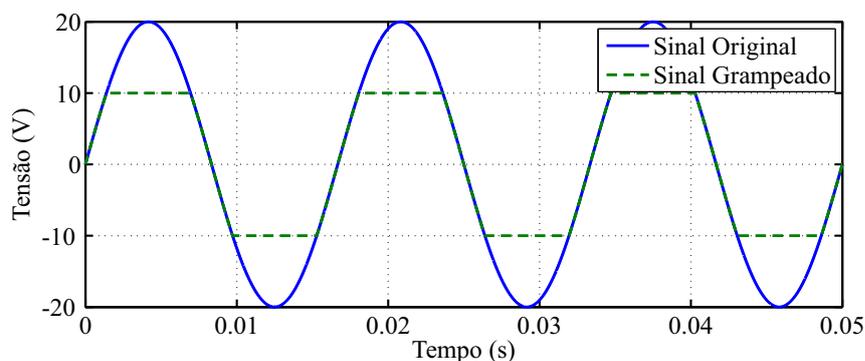


Figura 4.7. Aplicação do circuito grampeador.

```

1 MODEL Grampeador
2   INPUT
3     sigIN1          -- sinal de entrada vindo do filtro analógico
4   OUTPUT
5     sigOUT1         -- sinal de saída vai para o sampler and holder na aquisição de dados
6   EXEC
7     IF abs(sigIN1) > 10 -- compara a amplitude do sinal de entrada
8       THEN sigOUT1:=10*sign(sigIN1)
9       ELSE sigOUT1:=sigIN1
10    ENDIF
11  ENDEXEC
12 ENDMODEL

```

Modelo 4.3: Circuito Grampeador

4.5.4 Sobre a Digitalização de Sinais

Uma vez que os sinais já estão adequados ao relé, deve-se agora digitalizá-los para que possam ser realizadas todas as lógicas que precedem a detecção de faltas. A digitalização de um sinal é um processo pelo qual sinais analógicos devem ser submetidos para que possam ser interpretados por sistemas digitais. O procedimento contém duas etapas, amostragem e quantização, implementadas nesta modelagem na “Aquisição de Dados” pelos blocos “*Sampler and Holder*” e “Conversor A/D”, respectivamente.

A amostragem consiste na aquisição de amostras de um sinal analógico em intervalos de tempo bem definidos, isto é, com uma determinada frequência de amostragem f_S . O teorema de Nyquist diz que a mínima frequência de amostragem (frequência de Nyquist f_N), para que um sinal possa ser única e corretamente representado a partir de suas amostras, equivale a duas vezes a maior componente de frequência contida nele (LATHI, 1998). Por exemplo, para um sinal de 60 Hz, $f_N = 120$ Hz. Se este sinal for amostrado abaixo deste valor, poderá estar sujeito à sobreposição de espectro (do inglês *aliasing*), um fenômeno no qual componentes de alta frequência se misturam com as de baixa frequência, alterando a forma e, possivelmente, a frequência da onda reconstruída (IEEE PSRC, 2009). As Figuras 4.8(a) e 4.8(b) apresentam um sinal de tensão e sua amostragem feita de forma correta. O sinal amostrado é discreto no tempo mas pode assumir qualquer valor em sua amplitude.

A quantização transforma as amostras do sinal em palavras binárias com um determinado número de bits. O tamanho destas palavras vai definir os níveis de quantização, ou seja, quais valores de amplitude podem ser assumidos pelo sinal original. Como antes o sinal era contínuo, provavelmente, suas amostras não coincidirão com os níveis estabelecidos, gerando erros de

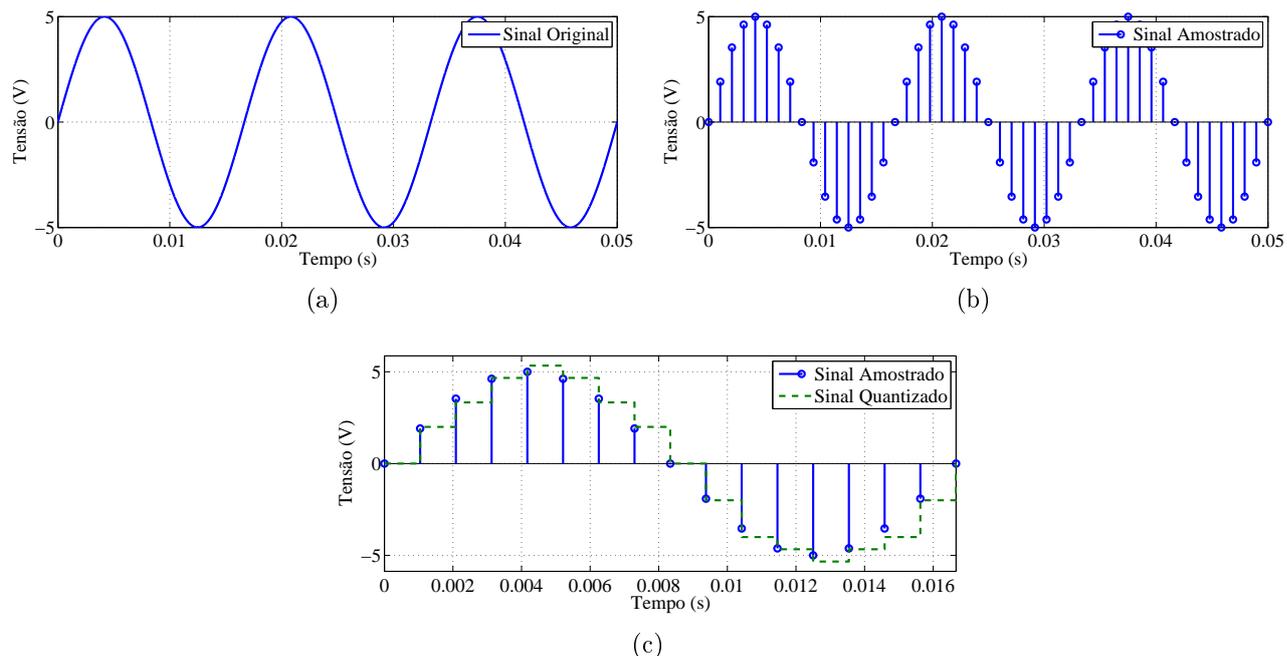


Figura 4.8. Exemplo de amostragem. (a) Sinal Original. (b) Sinal Amostrado. (c) Sinal quantizado com palavras de 5 bits

quantização que afetam os resultados das etapas seguintes. A Figura 4.8(c) mostra o resultado da quantização do sinal amostrado da Figura 4.8(b). Percebe-se que os valores de amplitude agora também são discretos e que em alguns casos são diferentes das amostras retiradas do sinal original. O tamanho da palavra digital, neste exemplo, foi de apenas 5 bits para acentuar os erros por quantização, mas nesta simulação será utilizado um conversor A/D de 16 bits com o objetivo de minimizar este erro (IEEE PSRC, 2009).

4.5.4.1 Sampler and Holder (S/H)

Para a amostragem dos sinais de tensão e corrente deve-se escolher uma frequência de amostragem de no mínimo 120 Hz (2-60 Hz). Neste caso escolheu-se 960 Hz por permitir uma boa observação da componente fundamental e segunda harmônica (PEREZ, 2006). Para um sinal com frequência fundamental $f_0 = 60$ Hz, a taxa de amostragem é dada por (4.12):

$$T_{amos} = \frac{f_S}{f_0} = \frac{960}{60} = 16 \text{ amostras/ciclo} \quad (4.12)$$

Esta taxa é suficiente para garantir a correta reconstrução de sinais com frequência de 480 Hz. Dessa maneira, em um sinal de 60 Hz, evita-se *aliasing* causado por componentes

harmônicas de até a 7ª ordem, sendo as componentes de mais alta ordem eliminadas pelo filtro analógico. Para este valor de f_S o período de amostragem T_S é obtido por (4.13):

$$T_S = \frac{1}{f_S} = 1,0416667 \text{ ms} \quad (4.13)$$

Contudo, como foi mencionado na Seção 3.6.1, a remoção da corrente capacitiva deve ser feita com uma taxa de amostragem elevada para diminuir os erros e os atrasos gerados. Por esse motivo, a amostragem inicial dos sinais é feita com $T_{amos} = 256$ amostras/ciclo, implicando um período de amostragem $T_S = 65,1041667 \mu\text{s}$. Após a aplicação deste algoritmo, os sinais são reamostrados à taxa de 16 amostras/ciclo que é utilizada na estimação fasorial e no restante das lógicas de proteção. Os dois períodos de amostragem são, respectivamente, 200 e 12,5 vezes maiores que o passo de integração escolhido indicando que os sinais do ATP são boas representações de um sinal analógico (D’AJUZ, 1987).

A Figura 4.9 apresenta uma possível implementação analógica do circuito S/H, que consiste da conexão em série de uma chave controlada, um resistor e um capacitor, elemento este do qual será retirado o sinal de saída amostrado $v_{out,SH}$ (PEREZ, 2006). O sinal que controla o fechamento da chave S é ativado a cada T_S segundos. Enquanto a chave está fechada, o capacitor C é carregado e o sinal de saída acompanha $v(t)$. Quando a chave é aberta, o capacitor “segura” o sinal de saída no valor em que estava anteriormente. Se considerarmos que o carregamento do capacitor é muito rápido e que sua descarga sobre a carga é bastante lenta, o sinal de saída apresentará o formato de escada com degraus de duração T_S como na Figura 4.10.

Todos os modelos pertencentes ao grupo de “Aquisição de Dados” são executados somente a cada T_s segundos, pois todo este processo leva em consideração a amostragem dos sinais tratados pelo grupo de “Condicionamento de Sinais”. Como explicado na Seção 4.2, esta tarefa é realizada através do comando `TIMESTEP MIN` durante a chamada do modelo. O Modelo 4.4 apresenta o código que modela o circuito S/H. Ele é bastante pequeno, pois boa parte da

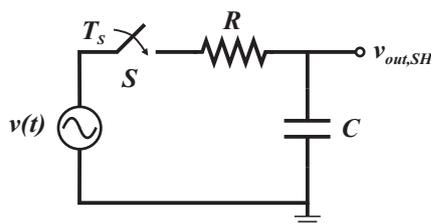


Figura 4.9. Circuito S/H simples.

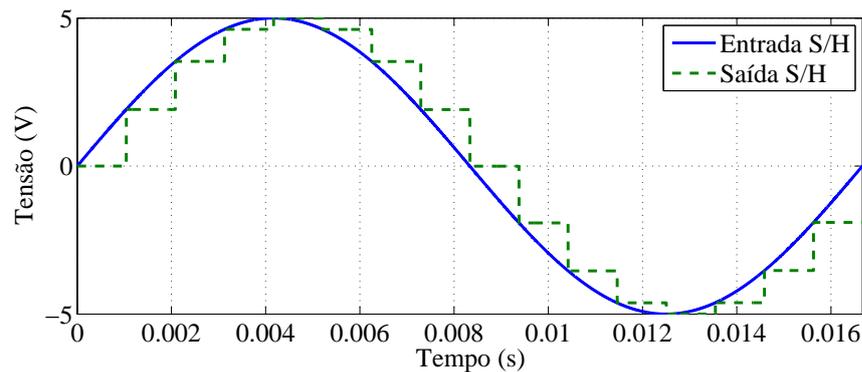


Figura 4.10. Sinal de saída do *Sampler and Holder*.

```

1 MODEL Sampler_Holder
2   INPUT
3     sigIN1  -- sinal de entrada vindo do Grampeador
4   OUTPUT
5     sigOUT1 -- sinal de saída 1 vai para o conversor A/D
6   EXEC
7     sigOUT1:=sigIN1
8   ENDEXEC
9 ENDMODEL

```

Modelo 4.4: Sampler and Holder

amostragem é resolvida com sua chamada no intervalo de tempo adequado. A cada vez que o modelo é requisitado, ele passa o valor atual de entrada, que recebe do circuito grampeador, para sua saída através da linha de código: `sigOUT1:=sigIN1`. Até que se passem mais T_s segundos, sua saída permanece constante resultando na curva em escada como mostrado na Figura 4.10.

4.5.4.2 Conversor A/D

Para concluir a digitalização do sinal deve-se ainda quantizá-lo. Dentre as diversas técnicas de quantização optou-se pelo Método das Aproximações Sucessivas por ser uma escolha comum na proteção digital, por apresentar rápida conversão e uma relação média entre custo e complexidade (PEREZ, 2006). Este processo consiste na conversão de cada amostra analógica recebida do circuito S/H em uma palavra binária de $b + 1$ bits que pode ser compreendida por um microprocessador. A quantização limita os valores que os sinais de entrada podem assumir, por exemplo, com palavras de $Bi = b + 1$ bits existem 2^{Bi} níveis de quantização possíveis para cada amostra.

Define-se a resolução do conversor como sendo o valor na base 10 correspondente ao bit

menos significativo (o mais a esquerda) da palavra de $b + 1$ bits. A resolução depende do valor de pico Y que é aceito pelo conversor sem que ocorra a sua saturação e se ele opera em modo monopolar, isto é, no intervalo $[0, Y]$, ou bipolar $(-Y, Y]$. Para o caso bipolar, a resolução do conversor A/D de $b + 1$ bits pode ser determinada por (4.14):

$$Res = \frac{Y}{2^b - 1} \quad (4.14)$$

Em um conversor bipolar de ± 5 V e 8 bits, $Res = 39$ mV, representando 0,78% do valor de pico do sinal. Com $b + 1 = 16$ esse valor muda para $Res = 0,15$ mV que equivale a 0,0031% do valor de pico, muito mais preciso que o primeiro caso.

Os valores digitais ou quantizados Z_{10} , que se tornarão números binários, devem ser sempre inteiros, de forma que, na maioria das vezes, não são iguais às amostras de entrada. Para extrair o número inteiro, pode-se arredondá-los para o valor inteiro mais próximo, ou truncá-los, o que corresponde à eliminação de suas casas decimais. Neste trabalho foi utilizada a função RON para fazer o arredondamento dos sinais de entrada. Assim, (4.15) mostra como são calculados os valores Z_{10} para valores positivos de entrada X :

$$Z_{10} = RON \left[\frac{X}{Res} \right] = RON \left[\frac{X(2^b - 1)}{Y} \right] \quad (4.15)$$

Os números negativos são obtidos segundo (4.16), que correspondem às representações por complemento de um (C1), complemento de dois (C2) e sinal e magnitude (SM), respectivamente. Nesta simulação, aplica-se a representação C2, na qual o número $-L$ ocupa a posição do número $2^{Bi} - L$ e o zero apresenta representação única. É possível representar os números pertencentes ao intervalo $[-2^b, 2^b - 1]$.

$$Z_{10}^{C1} = [2^{b+1} - 1] - RON \left[\frac{|X|(2^b - 1)}{Y} \right] \quad (4.16a)$$

$$Z_{10}^{C2} = RON \left[\frac{(2Y - |X|)2^b}{Y} \right] \quad (4.16b)$$

$$Z_{10}^{SM} = [2^b] - RON \left[\frac{|X|(2^b - 1)}{Y} \right] \quad (4.16c)$$

Uma vez calculado Z_{10} para uma amostra e seu valor binário, pode-se obter o número em ponto flutuante PF para entradas positivas ou negativas (em C2) por (4.17) e (4.18), respectivamente. Este número já contém os erros de quantização do conversor.

$$PF = Z_{10} \cdot Res \quad (4.17)$$

$$PF = [Z_{10} - 2^{b+1}] \cdot Res \quad (4.18)$$

A saída do conversor A/D é um número binário correspondente a uma amostra de entrada. Entretanto, nesta simulação, sua saída é o valor em ponto flutuante, que será usado no restante dos cálculos. A Tabela 4.4 contém alguns exemplos de valores convertidos pelo conversor A/D com $b = 15$ bits e $Y = 10$ V. Percebe-se que, apesar de bastante pequenos, a conversão acrescenta erros nos valores em ponto flutuante que serão passados adiante.

Tabela 4.4. Exemplos de conversão A/D

Entrada	Z_{10}	Valor Binário	Ponto Flutuante
5,00	16384	0100000000000000	5,0001526
7,14	23396	0101101101100100	7,1401105
-3,48	54133	1101001101110101	-3,4800256

O código para a implementação é apresentado no Modelo 4.5 e consiste na aplicação das equações apresentadas anteriormente a partir da verificação do sinal da amostra de entrada `sigIN1`. A função de arredondamento da MODELS é `round(x)`, `abs(x)` retorna o valor absoluto de x e x^y é obtido com `x**y`.

4.5.5 Normalização das Correntes

Como descrito na Seção 3.2.1, as correntes medidas devem ser normalizadas. O Modelo 4.6 “Normalização” recebe os sinais do “Conversor A/D” juntamente com os dados necessários

```

1 MODEL ConversorAD
2   INPUT
3     sigIN1           -- amostra analógica da fase A vindo do Sampler and Holder
4   OUTPUT
5     sigOUT1         -- sinal de saída quantizado em ponto flutuante para o Buffer
6   INIT
7     Y := 10         -- valor de pico do conversor A/D
8     b := 15        -- (número de bits das palavras do conversor)-1
9     Res := Y/((2**b)-1) -- resolução do conversor como na Equação 4.14
10  ENDINIT
11  EXEC
12    IF sigIN1 >= 0   -- verifica se a amostra é positiva ou negativa
13      THEN
14        Z10A := round(sigIN1/Res) -- calcula Z10 (Equação (4.15))
15        sigOUT1 := Z10A*Res      -- calcula PF (Equação 4.17)
16      ELSE
17        Z10A := round(((2*Y-abs(sigIN1))*(2**b))/Y) -- calcula Z10 (Equação 4.16b)
18        sigOUT1 := (Z10A-2**(b+1))*Res              -- calcula Z10 (Equação 4.18)
19      ENDIF
20    ENDEXEC
21  ENDMODEL

```

Modelo 4.5: Conversor A/D

```

1 MODEL Normalização
2   INPUT
3     sigIN1           -- corrente da fase A vindo do conversor A/D
4   DATA
5     I1nMAX          -- máxima corrente primária dos TCs da zona de proteção
6     RTC             -- RTC do TC local
7   OUTPUT
8     sigOUT1         -- corrente normalizada
9     TAP
10  INIT
11    TAP:=I1nMAX/RTC  -- TAP: Equação 3.9
12  ENDINIT
13  EXEC
14    sigOUT1:=sigIN1/TAP
15  ENDEXEC
16 ENDMODEL

```

Modelo 4.6: Normalização

para o cálculo do TAP: a corrente base I_{1nMAX} e o RTC do TC local. O modelo efetua duas operações: o cálculo do TAP, na linha 11; e a normalização dos sinais de entrada, na linha 14. O sinal resultante, bem como o TAP calculado, são enviados para a saída da Aquisição de Dados. Como, neste trabalho, os TCs em ambos terminais da linha são idênticos e com relação de transformação 2000-5 A, o valor I_{1nMAX} é 2000 e o TAP em ambos é $2000/400=5$.

4.5.6 Compensação da Corrente Capacitiva

A implementação deste modelo é bastante direta, compreendendo as equações apresentadas na Seção 3.6.1. A dificuldade se encontra em uma limitação imposta pela MODELS: a linguagem não realiza operações matriciais, apenas com vetores linha e coluna, de forma que estas operações devem ser feitas linha a linha.

O Modelo 4.7 apresenta a versão resumida do código que calcula as correntes compensadas. Como entradas estão as correntes e tensões de fase i_{IN} e v_{IN} . As relações de transformação dos TCs, TPCs e TPAs e o comprimento da linha LT_leng , recebidos como DATA, são utilizados para o cálculo das capacitâncias próprias e mútuas de fase em valores secundários. $EliCap$ é uma *flag* que define se a compensação está ativa e TAP faz a normalização das correntes calculadas. As constantes internas correspondem: ao número de terminais envolvidos na compensação $NumTerm$; às admitâncias *shunt* de sequência positiva e zero por quilômetro Y_{x0} e Y_{x1} ; e à frequência angular ω . Durante a inicialização das variáveis (linhas 16 a 26 do código), calcula-se a matriz de capacitâncias trifásica em valores secundários para que sejam compatíveis com as tensões de entrada. Dentro do ambiente EXEC, o laço IF (linha 34)

verifica se a compensação está ativa. Caso $EliCap=0$, o modelo passa as correntes de entrada para as variáveis de saída sem alterações, na linha 42. Caso contrário, calcula-se a derivada da tensão dvA , a parcela normalizada de corrente capacitiva local $iaChg$ e, por fim, a corrente compensada $iaLOC$. A função `prevval` resgata o valor da variável no passo de cálculo anterior ao atual, enquanto a função `delay` o faz para qualquer instante de tempo passado. Por este motivo, ambas requerem o uso do comando `HISTORY` para definir os valores iniciais. A variável `timestep` é pré-definida pela `MODELS` e corresponde ao tempo estipulado no `TIMESTEP MIN` do modelo em execução, isto é, o período de amostragem.

```

1 MODEL EliminaCap
2   INPUT
3     iaIN ibIN icIN      -- correntes de fase vindas da aquisição de dados
4     vaIN vbIN vcIN      -- tensões de fase vindas da aquisição de dados
5   DATA
6     EliCap              -- flag de ativação da compensação
7     LT_leng             -- comprimento da linha
8     RTC RTP             -- relações de transformação do TC e TPC
9     RTCA RTPA           -- relações de transformação do TCA e TPCA
10    TAP                 -- TAP para normalização das correntes capacitivas
11  CONST
12    NumTerm {val: 2}    -- número de terminais
13    omega {val: 2*pi*60} -- frequência angular fundamental
14    Yx0 {val: 2.890e-6} -- admitância shunt de sequência zero por km
15    Yx1 {val: 6.124e-6} -- admitância shunt de sequência positiva por km
16  INIT
17    Y0:=Yx0*LT_leng*( (RTP*RTPA)/(RTC*RTCA) ) -- admitâncias da linha em valores secundários
18    Y1:=Yx1*LT_leng*( (RTP*RTPA)/(RTC*RTCA) ) -- admitâncias da linha em valores secundários
19    c0:=(Y0)/omega      -- capacitância de sequência zero
20    c1:=(Y1)/omega      -- capacitância de sequência positiva
21    Caa:=(1/3)*(c0+2*c1) -- capacitância própria de fase
22    Cab:=(1/3)*(c0-c1)  -- capacitância mútua entre fases
23    C3f1[1..3]:=[Caa,Cab,Cab] -- linha 1 da matriz de capacitâncias trifásica
24    C3f2[1..3]:=[Cab,Caa,Cab]
25    C3f3[1..3]:=[Cab,Cab,Caa]
26  ENDINIT
27  OUTPUT
28    iaLOC ibLOC icLOC   -- correntes compensadas
29  HISTORY
30    vaIN {dflt:0}       -- histórico das tensões de fase
31    vbIN {dflt:0}
32    vcIN {dflt:0}
33  EXEC
34    IF EliCap=1 THEN
35      -- CALCULA A DERIVADA DA TENSÃO
36      dvA:=(1/(2*timestep))*(3*vaAD-4*prevval(vaAD)+delay(vaAD,2*timestep))
37      -- CALCULA PARCELA LOCAL DA CORRENTE CAPACITIVA
38      iaChg:=(1/(NumTerm*TAP))*(C3f1[1]*dvA+C3f1[2]*dvB+C3f1[3]*dvC)
39      iaLOC:=iaIN-iaChg
40    ELSE
41      -- REPASSA OS SINAIS SEM ALTERAÇÃO
42      iaLOC:=iaIN
43    ENDIF
44  ENDEXEC
45 ENDMODEL

```

Modelo 4.7: Elimina Capacitiva

4.5.7 Reamostragem e Sincronização

Antes de serem enviadas para o canal de comunicação, as correntes compensadas devem ser reamostradas para a taxa de 16 amostras/ciclo, na qual os relés realizam a estimação do fasores e o restante das lógicas de proteção. Este procedimento é feito utilizando-se o modelo `Sampler_Holder` descrito na Seção 4.5.4.1, com o período de amostragem calculado em (4.13). Uma vez reamostradas, as correntes vão para o relé remoto juntamente com uma etiqueta de tempo que indica o instante em que foram obtidas.

De forma análoga, são recebidas pelo canal as correntes i_{RX} vindas do relé remoto. A transmissão destas informações leva tempo, de forma que, se o relé local fez a amostragem no instante t , os dados recebidos foram calculados pelo relé remoto em um instante $t - t_d$, onde t_d representa o atraso relativo ao uso do canal de comunicação. Portanto, deve-se sincronizar as amostras para que se trabalhe com dados obtidos no mesmo instante.

Inicialmente cria-se um histórico das corrente locais. Isso é feito com Modelo 4.8: “Buffer”, que não aparece no diagrama da Figura 4.1(b) por ser interno ao bloco “Sincroniza”. Esse modelo utiliza vetores `iaLOCb` e `tagtempo` para armazenar as amostras de corrente em cada uma das fases e o instante de aquisição nos últimos 52 ms de simulação (50 posições). O modelo está implementado de forma que o valor mais recente ocupa a posição 50 e as novas amostras `sigIN1` e `sigIN2` deslocam todas as outras uma posição para baixo, eliminando aquela que ocupava a posição 1 (linhas 9 a 14).

```

1 MODEL Buffer
2   INPUT
3     sigIN1           -- sinal de entrada 1: amostras da fase A
4     sigIN2           -- sinal de entrada 2: tempo
5   OUTPUT
6     iaLOCb[1..50]    -- saída: histórico de amostras da fase A
7     tagtempo[1..50]  -- saída: instante das últimas 50 aquisições
8   EXEC
9     FOR i:=2 TO 50 DO -- desloca as amostras para baixo
10      iaLOCb[i-1]:=iaLOCb[i]
11      tagtempo[i-1]:=tagtempo[i]
12   ENDFOR
13   iaLOCb[50]:=sigIN1 -- nova amostra assume a posição 50
14   tagtempo[50]:=sigIN2
15   ENDEXEC
16 ENDMODEL

```

Modelo 4.8: Buffer

4.5.7.1 Sincroniza

Este é um dos passos mais importantes e caracteriza a proteção diferencial de linhas de transmissão. Ele só é necessário devido à comunicação entre os relés que, por sua vez, existe para compensar a distância imposta pelo elemento protegido. Caso o atraso de comunicação não seja compensado, a análise no plano- α será consideravelmente prejudicada, diminuindo a confiabilidade e a segurança da proteção diferencial.

Os vetores contendo os históricos das variáveis e de tempo são entradas para o Modelo 4.9 juntamente com a etiqueta de tempo recebida do relé remoto `trem`. No laço `WHILE` (linhas 12 a 22 do código), compara-se o valor contido em `trem` com cada uma das posições do vetor `tagtempo` em ordem decrescente até que seja encontrado um par. O índice onde ocorre a combinação é armazenado na variável `pos` (linha 19) e recupera-se dos vetores de histórico `Sig1` a amostra obtida naquele instante.

Um relatório contendo o resultado da busca feita no vetor `tagtempo` em um laço `WHILE` completo é exibido abaixo. Na primeira coluna são exibidos os valores armazenados que não formam um par com o instante procurado `trem` indicado na segunda coluna. A última linha do relatório mostra o instante em que um par é encontrado.

RELATÓRIO			
1	TAGTEMPO[50.]=	.18756	trem= .18235
2	TAGTEMPO[49.]=	.186518	trem= .18235
3	TAGTEMPO[48.]=	.185476	trem= .18235
4	TAGTEMPO[47.]=	.184434	trem= .18235
5	TAGTEMPO[46.]=	.183392	trem= .18235
6	TAGTEMPO[45.]=	.18235	trem= .18235 PAR ENCONTRADO!

4.5.8 Estimação de Fasores

Apesar do sistema de potência operar em regime permanente senoidal com frequência de 60 Hz, existem diversas condições que fazem com que um fasor apenas não seja válido para representá-lo todo o tempo. O SEP é dinâmico e está sujeito a variações de carga, curtos e manobras, situações bastante comuns que alteram a amplitude e, por vezes, as componentes de frequência presentes nas tensões e correntes. Nesse sentido, deve-se estimar fasores continuamente para que se adequem às mudanças sofridas pelo sistema.

Adicionalmente, para a proteção diferencial, apenas a componente fundamental de 60 Hz é

```
1 MODEL Sincroniza
2   INPUT
3     Sig1[1..50]           -- histórico de correntes da fase A
4     tagtempo[1..50]      -- histórico de etiquetas de tempo
5     trem                 -- instante de obtenção das amostras recebidas pelo canal
6   OUTPUT
7     iaLOCSincL
8   EXEC
9     -- SINCRONIZANDO OS DADOS LOCAIS
10    cont:=50
11    pos:=0
12    WHILE cont > 0 DO
13      IF trem <> tagtempo[cont] THEN
14        cont:=cont-1
15        IF cont = 0 THEN
16          pos:=1
17        ENDIF
18      ELSE
19        pos:=cont
20        cont:=0
21      ENDIF
22    ENDWHILE
23    -- PASSA OS DADOS CORRETOS PARA SAÍDA
24    iaLOCSincL:=Sig1[pos]
25  ENDEXEC
26 ENDMODEL
```

Modelo 4.9: Sincroniza

de interesse, principalmente durante eventos que alteram sua magnitude e fase. A componente DC de decaimento exponencial que surge em consequência de faltas e manobras, bem como a presença de harmônicas devido aos dispositivos não lineares presentes no sistema, são as principais dificuldades encontradas ao estimar a componente fundamental. Estas componentes adicionais alteram o módulo e a fase dos fasores estimados, afetando o bom desempenho da proteção (PHADKE; THORP, 2008). Conseqüentemente, faz parte da tarefa de monitoramento dos relés e dos algoritmos de estimação eliminar os elementos interferentes e trabalhar somente com informações úteis para a proteção do sistema.

Dentre os algoritmos de estimação de fasores existentes estão aqueles baseados na série de Fourier, que descreve um sinal em função de suas componentes de frequência (PHADKE; THORP, 2008). Neste trabalho, aplica-se o método não recursivo denominado Filtro Cosseno Modificado (HART *et al.*, 2000), derivado do algoritmo de Fourier de um ciclo. Ambos algoritmos eliminam todas as componentes harmônicas, bem como níveis DC, fornecendo apenas a componente fundamental como saída. Além disso, eles permitem que seja estimado o fasor de uma componente harmônica específica com alterações mínimas no equacionamento. Apesar das semelhanças, o método do Cosseno Modificado apresenta maior capacidade de remoção da componente DC de decaimento exponencial, utilizando apenas uma amostra adicional em relação ao algoritmo de Fourier de um ciclo.

Pode-se descrever a estimação em duas etapas: o janelamento das amostras e filtragem digital dos sinais. Na primeira etapa, cria-se um conjunto de amostras, chamado de janela de dados, cujo tamanho varia em função do método de estimação escolhido. O Cosseno Modificado requer duas janelas consecutivas de N_a amostras, onde N_a é o número de amostras por ciclo associado à taxa de amostragem utilizada. Esta condição pode ser satisfeita criando-se uma única janela x_k de N_a+1 amostras a cada instante $k \cdot T_S$. Uma forma de visualizar este procedimento é imaginar uma janela de tamanho fixo deslocando-se sobre as amostras do sinal avaliado. A cada nova estimação, a janela avança sobre a amostra mais recente, deixando a mais antiga para trás, como ilustrado na Figura 4.11. Nota-se que, na ocorrência de faltas, a janela passa por um período de transição, no qual apresenta um conteúdo misto, composto por amostras de pré-falta e de falta. Na segunda etapa, as partes real e imaginária do fasor da componente fundamental do sinal são extraídas da janela de dados, por meio de uma filtragem digital. No Filtro Cosseno Modificado, calcula-se, a cada instante, dois coeficientes $W1_k$ e $W2_k$ de acordo com (4.19) e (4.20):

$$W1_k = \frac{2}{N_a} \sum_{i=1}^{N_a} x_k(i) \cdot \cos(h\delta i) \quad (4.19)$$

$$W2_k = \frac{2}{N_a} \sum_{i=1}^{N_a} x_k(i+1) \cdot \cos(h\delta i) \quad (4.20)$$

onde $x_k(i)$ corresponde à posição i da janela x_k , $\delta = \frac{2\pi}{N_a}$ e h indica a componente harmônica que se deseja estimar ($h = 1$ para a fundamental, $h = 2$ para a segunda e etc.).

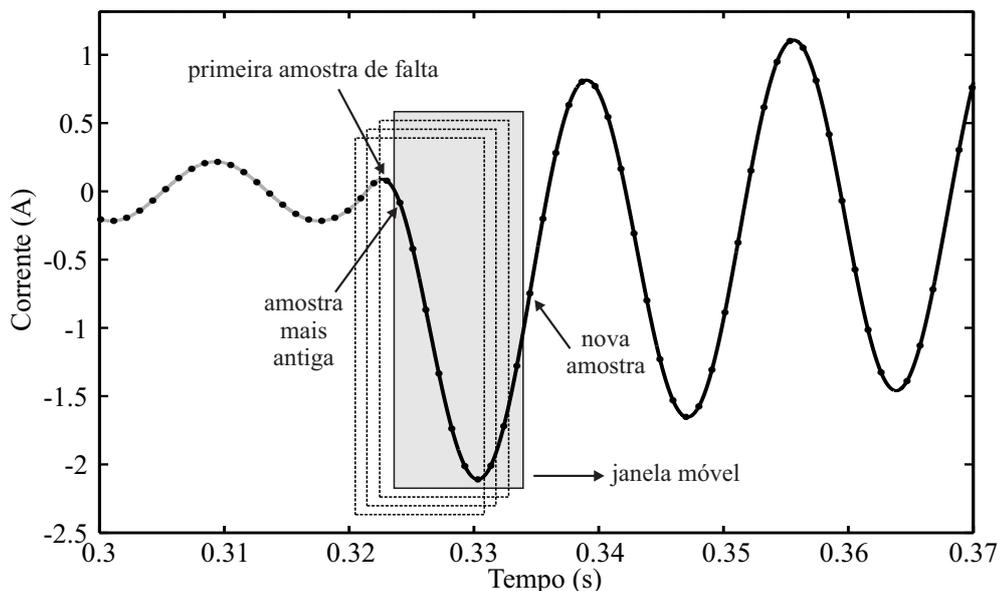


Figura 4.11. Exemplo de janela móvel.

Observa-se que os coeficientes $\cos h\delta i$ se repetem para cada janela analisada, constituindo o filtro digital que dá nome ao método. $W1_k$ é calculado com as N_a primeiras amostras da janela, ao passo que $W2_k$ é obtido a partir das N_a últimas amostras. A parte real do fasor estimado \overline{Y}_k corresponde ao termo $W1_k$, enquanto sua parte imaginária é obtida manipulando-se os coeficientes, como mostram (4.21) e (4.22):

$$Re\{\overline{Y}_k\} = W1_k \quad (4.21)$$

$$Im\{\overline{Y}_k\} = \frac{W1_k \cos h\delta - W2_k}{\text{sen } h\delta} \quad (4.22)$$

4.5.8.1 Criação da Janela de Amostras

Esclarecido o procedimento para a estimação dos fasores, sua implementação se inicia com o modelo do Janelamento, interno ao bloco Estima Fasor da Figura 4.1(b). Para a taxa de amostragem de 16 amostras/ciclo usada nesta modelagem, aplica-se o Filtro Cosseno Modificado com uma única janela contendo as 17 últimas amostras, como explicado na seção anterior. Este modelo cria vetores com amostras de corrente de fase que são obtidas ao longo da simulação. Ele funciona exatamente como o modelo do Buffer (Seção 4.5.7), com a única diferença no número de amostras armazenadas, que neste caso é 17.

4.5.8.2 Calcula Fasor

No Modelo 4.10 estão implementadas as equações (4.19) a (4.22). Ele recebe como entrada a janela de amostras `janela1` e como DATA os valores de h , N_a e δ . Este modelo é chamado uma vez para cada valor de h desejado. Nesta implementação, são estimadas as componente fundamental e a segunda harmônica das correntes de fase. Em cada passo de cálculo, ao estimar o fasor de cada uma das fases, calcula-se os novos valores de `C1k` e `C2k` nas linhas 14 a 17 e, em seguida, suas partes real e imaginária. A função `sqrt` retorna a raiz quadrada do seu argumento e é usada para que a estimação resulte diretamente no valor RMS (*Root-Mean-Square*) do fasor.

A Figura 4.12 exemplifica um sinal e seu fasor estimado. Nesta imagem, a linha cheia representa a corrente da fase A do sistema em falta e a linha tracejada representa o módulo do fasor estimado. Percebe-se que, antes da falta e após o período de transição, o módulo do

```

1 MODEL Calcula Fasor
2   DATA
3     h           -- harmonica estimada
4     Na          -- número de amostras por ciclo
5     delta
6   INPUT
7     janelal[1..Na+1] -- janela de valores amostras da fase A
8   OUTPUT
9     FaRet1[1..2]    -- fasor estimado da fase A na forma retangular
10  EXEC
11    C1k:=0
12    C2k:=0
13    -- EQUAÇÕES 4.19 e 4.20
14    FOR i:=1 TO Na DO
15      C1k := C1k + (sqrt(2)/Na)*janelal[i]*cos(h*i*delta)
16      C2k := C2k + (sqrt(2)/Na)*janelal[i+1]*cos(h*i*delta)
17    ENDFOR
18    -- EQUAÇÕES 4.21 e 4.22
19    FaRet1[1] := C1k
20    FaRet1[2] := (C1k*cos(h*delta)-C2k)/sin(h*delta)
21  ENDEXEC
22 ENDMODEL

```

Modelo 4.10: Calcula Fasor

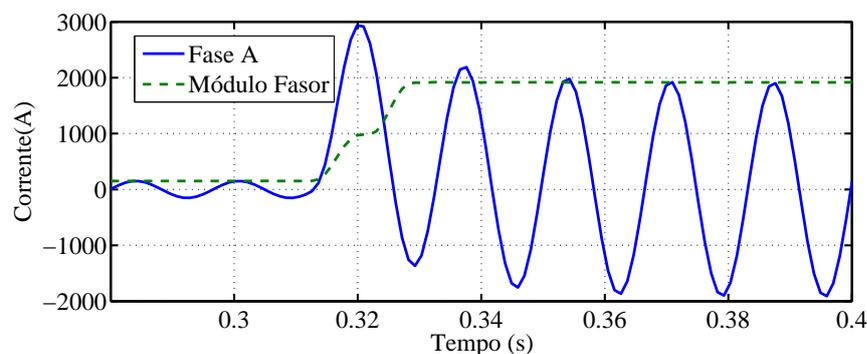


Figura 4.12. Exemplo de estimação. Corrente na fase A e módulo do seu fasor estimado.

fasor acompanha a crista da onda. O tempo que leva para que o módulo atinja seu valor de pico após a falta é devido ao período de transição em que a janela está sendo preenchida com amostras de falta.

4.5.9 Análise Diferencial

Na “Análise Diferencial”, são implementadas todas as lógicas adicionais que visam melhorar o desempenho da detecção de faltas via plano- α . Este modelo recebe como entrada: os fasores de corrente de fase, locais e remotos, compensados e sincronizados (IL1 e IR1); a componente de segunda harmônica destas correntes (IL2 e IR2); as correntes instantâneas, locais e remotas, sincronizadas $ileFD$ e $irEFD$; e a variável $EFDR$, para aplicação do algoritmo de detecção de faltas externas. Neste modelo, realiza-se o cálculo das correntes diferencial e de

restrição instantâneas, antes da chamada do EFD, e das correntes fasoriais de fase e sequência, antes da chamada do PAG. Estes segmentos de código estão exibidos no Modelo 4.11, no qual as chamadas do EFD e do PAG estão representadas pelos comentários nas linhas 26 e 57. Estes modelos são invocados apenas após dois ciclos de simulação, desconsiderando assim o

```

1 MODEL AnaliseDiff
2   INPUT
3     ILa1[1..2]  ILb1[1..2]  ILc1[1..2]  -- fasores de corrente locais estimados neste relé
4     ILa2[1..2]  ILb2[1..2]  ILc2[1..2]  -- fasores de 2ª harmonica locais estimados neste relé
5     IRa1[1..2]  IRb1[1..2]  IRc1[1..2]  -- fasores de corrente remotos estimados neste relé
6     IRa2[1..2]  IRb2[1..2]  IRc2[1..2]  -- fasores de 2ª harmonica remotos estimados neste relé
7     ialEFD  iblEFD  iclEFD  -- Amostras de corrente locais para o EFD
8     iarEFD  ibrEFD  icrEFD  -- Amostras de corrente remotas para o EFD
9     EFDL  -- Detecção de defeito externo do relé remoto
10  CONST
11    a[1..2] {val: [cos(120*(pi/180)),sin(120*(pi/180))]} -- operador a=1/_120°
12    aa[1..2] {val: [cos(240*(pi/180)),sin(240*(pi/180))]} -- operador a^2
13    k2 {val: 2} -- percentual de harmônicas de segunda ordem
14    kseq {val: 1/3} -- percentual de corrente de restrição de fase
15  OUTPUT
16    tDISJL[1..3] -- sinas de trips dos disjuntores locais
17  EXEC
18    -- CALCULO DAS CORRENTES DIFERENCIAIS E DE RESTRIÇÃO INSTANTÂNEAS
19    idiff[1]:=ialEFD+iarEFD -- não compensadas
20    idiff[2]:=iblEFD+ibrEFD
21    idiff[3]:=iclEFD+icrEFD
22    irest[1]:=abs(ialEFD)+abs(iarEFD)
23    irest[2]:=abs(iblEFD)+abs(ibrEFD)
24    irest[3]:=abs(iclEFD)+abs(icrEFD)
25
26    -- CHAMADA DO MODELO EFD (OMITIDA)
27
28    -- CALCULO DAS CORRENTES DE SEQUÊNCIA
29    IL0[1..2]:=(1/3)*(ILa1[1..2]+ILb1[1..2]+ILc1[1..2])
30    IR0[1..2]:=(1/3)*(IRa1[1..2]+IRb1[1..2]+IRc1[1..2])
31    IL2[1..2]:=(1/3)*(ILa1[1..2]+cr_mul(aa[1..2],ILb1[1..2])+
32    cr_mul(a[1..2],ILc1[1..2]))
33    IR2[1..2]:=(1/3)*(IRa1[1..2]+cr_mul(aa[1..2],IRb1[1..2])+
34    cr_mul(a[1..2],IRc1[1..2]))
35
36    -- CALCULO DAS CORRENTES DIFERENCIAIS E DE RESTRIÇÃO FASORIAIS DE FASES
37    -- 2a harmônica
38    IdifA2[1..2]:=cr_add(ILa2[1..2],IRa2[1..2])
39    IdifB2[1..2]:=cr_add(ILb2[1..2],IRb2[1..2])
40    IdifC2[1..2]:=cr_add(ILc2[1..2],IRc2[1..2])
41
42    -- Fundamental
43    IdifA[1..2]:=cr_add(ILa1[1..2],IRa1[1..2])
44    IdifB[1..2]:=cr_add(ILb1[1..2],IRb1[1..2])
45    IdifC[1..2]:=cr_add(ILc1[1..2],IRc1[1..2])
46
47    IresA:=(norm(ILa1[1..2])+norm(IRa1[1..2]))+EFDL*(k2*norm(IdifA2[1..2]))
48    IresB:=(norm(ILb1[1..2])+norm(IRb1[1..2]))+EFDL*(k2*norm(IdifB2[1..2]))
49    IresC:=(norm(ILc1[1..2])+norm(IRc1[1..2]))+EFDL*(k2*norm(IdifC2[1..2]))
50
51    -- CALCULO DAS CORRENTES DIFERENCIAIS E DE RESTRIÇÃO FASORIAIS DE SEQUÊNCIA
52    Idif0[1..2]:=cr_add(IL0[1..2],IR0[1..2])
53    Idif2[1..2]:=cr_add(IL2[1..2],IR2[1..2])
54    Ires0:=(norm(IL0[1..2])+norm(IR0[1..2]))+EFDL*(kseq*max(IresA,IresB,IresC))
55    Ires2:=(norm(IL2[1..2])+norm(IR2[1..2]))+EFDL*(kseq*max(IresA,IresB,IresC))
56
57    -- CHAMADA DO DOS MODELOS PAG PARA FASE E SEQUÊNCIA (OMITIDA)
58  ENDEXEC
59 ENDMODEL

```

Modelo 4.11: Análise Diferencial

período inicial de preenchimento das janelas para a estimação fasorial, que começam a simulação preenchidas por valores nulos. As correntes de sequência são calculadas com a aplicação da transformada de Fortescue nas linhas 29 a 34, onde a é o operador complexo $a = 1\angle 120^\circ$ e $aa=a^2$.

4.5.9.1 EFD

O Modelo 4.12 recebe as correntes diferenciais `idif` e de restrição `ires` instantâneas, calculadas na Análise Diferencial. Também é recebida a variável `EFDR`, que supervisiona a detecção de defeito externo no terminal remoto. Se esta estiver ativa, independentemente dos cálculos que forem efetuados no modelo, a saída `EFDL` será ativada. O número de amostras por ciclo N_a tem o objetivo de adequar o modelo à mudanças de taxa de amostragem.

Este modelo implementa o diagrama da Figura 3.8, para as três fases, por meio do laço `FOR` contido nas linhas 21 a 42. As variações `diDif` e `diRes` são calculadas através da função `delay(x,Na*timestep)`, que busca os valores de `x` N_a passos de cálculo atrás. O tamanho do histórico é definido pelo comando `DELAY CELLS`, especificado em $N_a=16$, para possibilitar a comparação com amostras atrasadas de um ciclo. Nas linhas 26 a 30, verifica-se se `diDif` é menor que uma porcentagem `q` de `diRes` e se `diRes` está acima do *pick-up* `diMin`. O resultado, por fase, é armazenado no vetor auxiliar `EFDh` e, em seguida, na linha 32, verifica-se se as últimas três amostras deste vetor estão ativas e, em caso positivo, o `EFD` da respectiva fase é ativado. O laço `IF` das linhas 32 a 41 mantêm a indicação de falta externa ativa por `tMS` segundos. A variável `tEXT` armazena, em cada fase, o instante em que ocorre um defeito externo e permite verificar a passagem de `tMS`. Por fim, a saída `EFDL` deste modelo é calculada na linha 43, de forma que assumirá o valor “um” (1) caso haja detecção em qualquer fase ou no terminal remoto e zero, caso contrário. Os valores de `q`, `diMin` e `tMS` aplicados neste trabalho são 50%, $25 \cdot 10^{-3}$ p.u./s e 150 ms (SEL, 2014; ZIEGLER, 2005).

4.5.9.2 PAG

Uma vez definida a existência de faltas externas, calcula-se as correntes diferencial e de restrição fasoriais, de fase e sequência, devidamente corrigidas segundo (3.36) e (3.37) com

```

1 MODEL EFD
2   INPUT
3     idif[1..3] ires[1..3] EFDR    -- duração dos EFDs de fase
4   DATA
5     Na                            -- número de amostras por ciclo
6   CONST
7     tMS {val: 150e-3}             -- duração dos EFDs de fase
8     q {val: 0.5}                  -- porcentagem de ires que idif não deve atingir
9     diMin {val: 25e-3}            -- pick-up mínimo de ires para avaliar EFD (em pu)
10  INIT
11    tEXT[1..3]:=9999               -- armazena o instante do defeito externo
12  ENDINIT
13  OUTPUT
14    EFDL                            -- detecção de falta externa local
15  HISTORY
16    idif[1..3] {dflt:0}
17    ires[1..3] {dflt:0}
18    EFDh[1..3] {dflt:0}
19  DELAY CELLS DFLT: Na
20  EXEC
21    FOR i:=1 TO 3 DO
22      -- CALCULA TAXAS DE VARIAÇÃO
23      diDif[i]:=abs(idif[i])-abs(delay(idif[i],Na*timestep))
24      diRes[i]:=ires[i]-delay(ires[i],Na*timestep)
25      -- DETECTA FALTA EXTERNA
26      IF diDif[i]<=q*abs(diRes[i]) AND diRes[i]>=diMin THEN
27        EFDh[i]:=1
28      ELSE
29        EFDh[i]:=0
30      ENDIF
31      -- VERIFICA POR TRÊS AMOSTRAS CONSECUTIVAS E MANTÉM EFD ATIVO POR 150ms
32      IF EFD[i]=0 OR t>(tEXT[i]+tMS) THEN
33        EFD[i]:=EFDh[i]*delay(EFDh[i],timestep)*delay(EFDh[i],2*timestep)
34        IF EFD[i]=1 THEN
35          tEXT[i]:=t
36          aux[i]:=1
37          ELSIF aux[i]=1 THEN
38            tEXT[i]:=9999
39            aux[i]:=0
40          ENDIF
41        ENDIF
42      ENDFOR
43      EFDL:=EFD[1] OR EFD[2] OR EFD[3] OR EFDR
44    ENDEXEC
45  ENDMODEL

```

Modelo 4.12: EFD

$k_2 = 2$ e $k_{seq} = 1/3$ (SEL, 2014). Estas correntes, juntamente com as correntes de fase local e remota, são enviadas como entradas para o Modelo 4.13: PAG, chamado uma vez para as correntes de fase e outra para as de sequência. Este modelo implementa o algoritmo descrito na Seção 3.5, começando nas linhas 12 a 15 com o cálculo dos valores de R_{nL} e R_{nR} para cada fase. Em seguida, o laço FOR da linha 17 a 39 determina qual o maior valor de R_n em cada fase, define o ângulo β e calcula a corrente I_x . As correntes equivalentes local e remota I_{LaEQ} e I_{RaEQ} são obtidas de acordo com 3.26 e 3.27 nas linhas 42 e 45, respectivamente. A função $cr_mul(a1,b1,a2,b2)$ retorna o produto dos números complexos a e b na forma retangular, enquanto a função $atan2(x)$ equivale a operação $\tan^{-1}(x)$.

```

1 MODEL PAG
2   INPUT
3     ILa[1..2]           -- fasor local
4     IRa[1..2]           -- fasor remoto
5     Idifa[1..2]         -- corrente diferencial fasorial
6     IresA               -- corrente de restrição fasorial
7   OUTPUT
8     ILaeQ[1..2]
9     IRaeQ[1..2]
10  EXEC
11    -- CALCULO DOS Rn's EQUAÇÃO 3.23
12    aux[1..2]:=cr_mul(ILa[1..2],Idifa[1],-Idifa[2])
13    RnL[1]:=abs(aux[1])
14    aux[1..2]:=cr_mul(IRa[1..2],Idifa[1],-Idifa[2])
15    RnR[1]:=abs(aux[1])
16    -- VERIFICA QUAL O MAIOR Rn POR FASE PARA ESCOLHER O BETA
17    FOR i:=1 TO 3 DO
18      IF RnL[i]>RnR[i] THEN -- Rn local é maior
19        IF i=1 THEN
20          IF ILa[1]<>0 AND ILa[2]<>0 -- define o beta
21            THEN beta:=atan2(ILa[2],ILa[1])
22            ELSE beta:=0 ENDIF
23          aux[1..2]:=[cos(-beta), sin(-beta)]
24          IxA[1..2]:=cr_mul(Idifa[1..2],aux[1..2]) -- define Ix. Equação 3.25
25          auxA[1..2]:=[cos(beta), sin(beta)]
26          rna:=1
27        ENDIF
28      ELSE -- Rn remoto é maior
29        IF i=1 THEN
30          IF IRa[1]<>0 AND IRa[2]<>0 -- define o beta
31            THEN beta:=atan2(IRa[2],IRa[1])
32            ELSE beta:=0 ENDIF
33          aux[1..2]:=[cos(-beta), sin(-beta)]
34          IxA[1..2]:=cr_mul(Idifa[1..2],aux[1..2]) -- define Ix. Equação 3.25
35          auxA[1..2]:=[cos(beta), sin(beta)]
36          rna:=2
37        ENDIF
38      ENDIF
39    ENDFOR
40    -- CALCULA ILeq. EQUAÇÃO 3.26
41    ILaeQ[1..2]:=[(IXA[2]**2-(IresA-IXA[1])**2)*recip(2*(IresA-IXA[1])),IXA[2]]
42    ILaeQ[1..2]:=cr_mul(ILaeQ[1..2],auxA[1..2])
43    -- CALCULA IReq. EQUAÇÃO 3.27
44    IRaeQ[1..2]:=[IresA-norm(ILaeQ[1..2]),0]
45    IRaeQ[1..2]:=cr_mul(IRaeQ[1..2],auxA[1..2])
46  ENDEXEC
47 ENDMODEL

```

Modelo 4.13: PAG

4.5.9.3 Plano Alfa

No Modelo 4.14: Plano Alfa, são realizadas as seguintes tarefas:

- Conversão dos fasores das correntes locais e remotas para a forma polar;
- Ajuste dos parâmetros da característica de restrição em função do modo de operação seguro, determinado pela variável EFDL;
- Cálculo dos coeficientes do r do plano- α ;
- Chamada do modelo interno “Comparadores”, que implementa as lógicas descritas na Seção 3.9;

- Atraso das unidades de sequência;
- *Trip* para o disjuntor.

A conversão para a forma polar faz uso da função `crp_conv(x)`, onde x é um número complexo na forma retangular. O laço `IF`, iniciado na linha 27, trata a exceção em que a corrente é igual a zero, que causaria erro da função `atan2` usada por `crp_conv`. Nas linhas 31 a 41 avalia-se a existência de faltas externas e, em caso positivo, os ajustes da característica de restrição são alterados para o modo seguro `RsegF` e `AsegF`. Vale lembrar que existe um conjunto de ajustes relacionados às unidades de sequência que foram omitidos no Modelo 4.14, mas que, nesta simulação, são idênticos aos das unidades de fase. No modo de operação normal, o raio externo `RextF` e a abertura angular `alfaF` são ajustados em 6 e 195°, respectivamente, enquanto, no modo seguro, estes valores mudam para 7,2 e 234°. O *pick-up* da corrente diferencial é definido como `IpkF=0,5` p.u. para as unidades de fase e `IpkS=0,25` p.u. para as de sequência. Durante o modo seguro, os valores são `IpkFseg=0,6` p.u. e `IpkSseg=0,3` p.u. (SEL, 2014).

A detecção de faltas no plano- α é iniciada no laço `IF` da linha 43 para cada unidade diferencial. A variável binária que indica atuação de uma unidade é `T87Lx`, onde x pode ser A, B, C, Q ou G. Caso a corrente diferencial `IDif` não atinja o valor `IpkF`, o plano- α não é avaliado e define-se a atuação da unidade `T87Lx` como zero e `r` permanece inalterado. Como os valores de `r` são iniciados em (-1,0), este será sempre o ponto inicial das trajetórias no plano- α . Quando `IDif` superar o *pick-up*, `r` é calculado com a função `cp_div` e, em seguida, o Modelo 4.15: Comparadores é chamado, retornando `T87Lx` de acordo com o resultado das comparações. No caso das unidades de sequência, o resultado da detecção de faltas no plano- α é armazenado nas variáveis intermediárias `T87LGh` e `T87LQh`, usadas para implementar o atraso na operação destas unidades (vide Seção 3.7. A função `cp_div(a1,b1,a2,b2)` realiza a divisão entre dois números complexos `a` e `b` na forma polar.).

O atraso das unidades de sequência é realizado nas linhas 58 a 68, após a detecção de faltas de todas as unidades. Optou-se pelo atraso de um ciclo, definido em número de amostras pela variável `histSeq`. Desta forma, para que `T87LG` ou `T87LQ` atuem, as variáveis `T87LGh` ou `T87LQh` devem permanecer ativas por um ciclo consecutivo. Isto é verificado através do contador `cont`, incrementado toda vez que os dois últimos valores destas variáveis são iguais a 1, mas reiniciado caso contrário. Quando `cont` se iguala a `histSeq` o *trip* da unidade correspondente é emitido

```

1 MODEL PlanoAlfa
2   INPUT
3     ILa[1..2]  IRa[1..2]          -- fasores locais e remotos
4     IDif[1..3] -- módulo da corrente diferencial fasorial
5     EFDL      -- modo de operação
6   DATA
7     RextF     -- raio das circunferência externa
8     alfaF    -- ângulo de abertura da característica
9     IpkF     -- pick-up diferencial
10    histSeq   -- tamanho do histórico dos trips de sequência
11    N         -- número de amostras por ciclo
12  CONST
13    RsegF {val: 7.2} -- ajuste de RextF durante o modo seguro
14    AsegF {val: 234} -- ajuste de alfaF durante o modo seguro
15    IpkFseg {val: 0.6} -- ajuste de IpkF durante o modo seguro (em p.u.)
16  OUTPUT
17    tDJ[1..3] -- trip para o disjuntor
18  INIT
19    Rfase[1..3]:=RextF -- variável que recebe os ajustes do raio externo
20    Afase[1..3]:=alfaF -- variável que recebe os ajustes da abertura angular
21    IpkFase[1..3]:=IpkF -- variável que recebe os ajustes do pick-up diferencial
22    ra[1..2]:=1,pi -- quociente do plano alfa
23    cont[1..2]:=1
24  ENDINIT
25  EXEC
26    -- =====FORMA POLAR DAS UNIDADES DE FASE LOCAIS=====
27    IF ILa[1]=0 AND ILa[2]=0
28    THEN ILaPol[1..2]:=[0,0]
29    ELSE ILaPol[1..2]:=crp_conv(ILa[1..2]) ENDIF
30    -- =====CONSEQUÊNCIAS DO MODO DE OPERAÇÃO=====
31    FOR i:=1 TO 3 DO
32      IF EFDL=1 THEN
33        Rfase[i]:=RextF+RsegF
34        Afase[i]:=alfaF+AsegF
35        IpkFase[i]:=IpkF+IpkFseg
36      ELSE
37        Rfase[i]:=RextF
38        Afase[i]:=alfaF
39        IpkFase[i]:=IpkF
40      ENDIF
41    ENDFOR
42    -- =====CALCULA TRIP DAS UNIDADES DE FASE=====
43    IF iDif[1]>IpkFase[1] THEN
44      ra[1..2]:=cp_div(IRaPol[1..2],ILaPol[1..2])
45      USE Comparadores AS ComparadoresA
46      INPUT
47        r[1..2]:=ra[1..2]
48      DATA
49        Rext:=Rfase[1]
50        alfa:=Afase[1]
51      OUTPUT
52        T87LA:=TPA
53      ENDUSE
54    ELSE
55      T87LA:=0
56    ENDIF
57    -- =====ATRASA TRIP DAS UNIDADES DE SEQUENCIA=====
58    IF T87LGh=1 AND prevval(T87LGh)=1 THEN
59      cont[1]:=cont[1]+1
60      IF cont[1]>=histSeq THEN
61        T87LG:=1
62      ELSE
63        T87LG:=0
64      ENDIF
65    ELSE
66      cont[1]:=1
67      T87LG:=0
68    ENDIF
69    -- =====MANTÉM TRIPS ATIVOS=====
70    IF prevval(T87LA)=1 THEN T87LA:=1 ENDIF
71    -- =====CALCULA TRIPS PARA OS DISJUNTORES=====
72    tDJ[1]:=T87LA OR T87LG OR T87LQ
73  ENDEXEC
74 ENDMODEL

```

nas variáveis T87LQ ou T87LG. Independentemente da unidade, uma vez ativa, uma variável de *trip* vai permanecer neste estado até o fim da simulação, como é feito na linha 70. Para finalizar, o comando de abertura dos disjuntores τ_{DJ} de cada fase é obtido na linha 72, de acordo com (3.53) a (3.55) definidas na Seção 3.10.

4.5.9.4 Comparadores

Neste modelo estão implementadas as comparações de fase descritas na Seção 3.9.2. Suas entradas são o quociente r da unidade avaliada e os ajustes da característica de restrição. Primeiramente, r é convertido novamente para a forma retangular r_{ret} com a função `cpr_conv` na linha 12 do Modelo 4.15. Para cada característica, calcula-se as grandezas de magnetização $S1$, de polarização $S2$ e P , através das equações definidas na Seção 3.9. Nas linhas 32 a 35 são obtidas as quatro variáveis Sig , que indicam se r está dentro ou fora de cada característica, avaliando-se o sinal de P com a função `sign(x)`. Finalmente, realiza-se o produto destas variáveis resultando na variável $Atua$, que define se a unidade em questão deve restringir ou não. Note que nas linhas 37 a 43, o laço `IF` aplica a lógica apropriada dependendo do ângulo α , como mencionado na Seção 3.9.2.

4.6 CANAL DE COMUNICAÇÃO

Como explicado anteriormente, os relés precisam dos fasores de corrente em ambos os terminais da linha de transmissão para que possam efetuar a análise diferencial. Como eles estão separados por muitos quilômetros, utiliza-se um canal de comunicação entre estes dispositivos para que possam enviar as informações necessárias entre os terminais. Neste trabalho considera-se que o meio de comunicação utilizado é a fibra óptica, que atualmente garante mais rapidez e segurança nesta tarefa. Entretanto, as dimensões da linha fazem com que a transmissão dos dados demore alguns milissegundos para percorrer seu comprimento. Assim, se nada for feito, será utilizada uma combinação incoerente de fasores durante a análise diferencial.

Para corrigir este problema os fasores devem ser sincronizados de alguma forma antes de serem utilizados na detecção do curto-circuito. Neste sentido, algumas técnicas podem ser aplicadas. A primeira delas é conhecida por “Ping-Pong” (MILLS, 1991) e consiste na medição

```

1 MODEL Comparadores
2   INPUT
3     r[1..2]                -- quociente do plano alfa
4   DATA
5     Rext alfa              -- ajustes da característica
6   OUTPUT
7     TPA                    -- variável de trip da unidade
8   EXEC
9     Rint:=1/Rext
10    Ang1:=180-alfa/2
11    Ang2:=180+alfa/2
12    Qret[1..2]:=cpr_conv(Q[1..2])
13    -- CARACTERÍSTICA CIRCULAR EXTERNA (1) Eqs. 3.45 -----
14    S1[1..2]:={Qret[1]+Rext,Qret[2]}
15    S2[1..2]:={Qret[1]-Rext,Qret[2]}
16    P[1]:=S1[1]*S2[1]+S1[2]*S2[2]
17    -- CARACTERÍSTICA CIRCULAR INTERNA (2) Eqs. 3.45 -----
18    S1[1..2]:={Qret[1]+Rint,Qret[2]}
19    S2[1..2]:={Qret[1]-Rint,Qret[2]}
20    P[2]:=S1[1]*S2[1]+S1[2]*S2[2]
21    -- CARACTERÍSTICA DIRECIONAL SUPERIOR (3) Eqs. 3.46 -----
22    teta:=(Ang1-90)*(pi/180)
23    S1[1..2]:={cos(teta),sin(teta)}
24    S2[1..2]:=Qret[1..2]
25    P[3]:=S1[1]*S2[1]+S1[2]*S2[2]
26    -- CARACTERÍSTICA DIRECIONAL INFERIOR (4) Eqs. 3.46 -----
27    teta:=(Ang2+90)*(pi/180)
28    S1[1..2]:={cos(teta),sin(teta)}
29    S2[1..2]:=Qret[1..2]
30    P[4]:=S1[1]*S2[1]+S1[2]*S2[2]
31    -- CRIA OS SINAIS sig -----
32    IF sign(P[1])>=0 THEN Sig[1]:=1 ELSE Sig[1]:=0 ENDIF
33    IF sign(P[2])<=0 THEN Sig[2]:=1 ELSE Sig[2]:=0 ENDIF
34    IF sign(P[3])>=0 THEN Sig[3]:=1 ELSE Sig[3]:=0 ENDIF
35    IF sign(P[4])>=0 THEN Sig[4]:=1 ELSE Sig[4]:=0 ENDIF
36    -- CRIA O SINAL Atua -----
37    IF alfa<=180 THEN
38      Atua:=Sig[1]*Sig[2]*Sig[3]*Sig[4]
39    ELSE
40      aux1:=Sig[1]*Sig[2]*Sig[3]
41      aux2:=Sig[1]*Sig[2]*Sig[4]
42      Atua:=aux1 OR aux2
43    ENDIF
44  ENDEXEC
45 ENDMODEL

```

Modelo 4.15: Comparadores

do atraso do canal de comunicação para posterior ajuste das amostras provenientes de ambos relés. Essa medição é feita pelo envio de uma mensagem, de um terminal ao outro, em um instante t_1 que, em seguida, é enviada de volta e recebida em um instante t_2 . Calcula-se então o atraso do canal como $t_{dc} = \frac{t_2 - t_1}{2}$. Este método é eficiente na condição em que os caminhos de ida e volta entre os relés apresentem o mesmo atraso, ou seja, sejam simétricos, caso contrário esta técnica passa a incorrer em erros (MILLER *et al.*, 2010).

Para auxiliar na correção da assimetria no canal de comunicação podem ser utilizados, também, relés de comparação de carga¹(WARD, 2007) que, devido ao seu princípio de funcionamento, toleram até 4 ms (a 60 Hz) de atrasos sem sofrer queda de desempenho. Existe ainda a sincronização dos relógios dos relés por meio de GPS (Global Positioning System), que não

depende das características dos canais, mas insere a dependência em um equipamento externo, possivelmente mais um ponto de falha no esquema de proteção (HALL *et al.*, 2003).

Neste trabalho, optou-se pela implementação de uma versão simplificada da comunicação por GPS. Dessa forma, considera-se que os relés recebem um sinal de controle via GPS para que efetuem a amostragem de maneira sincronizada, isto é, nos mesmos instantes de tempo (imprecisões de μs) (HALL *et al.*, 2003). Eles anexam estes valores às amostras de corrente de forma a identificá-las e criam um histórico local composto pelas amostras e instantes de amostragem. Esta identificação, chamada de “etiqueta de tempo”, é transmitida juntamente com as amostras até o terminal remoto. Neste terminal, são comparadas a etiqueta recebida com aquelas do histórico existente neste relé, até que seja encontrado um par, como ilustra a Figura 4.13. Dessa forma, a proteção pode se adaptar a qualquer tipo de atraso devido à comunicação. Hall *et al.* (2003) mostram que também existem formas de manter o sistema funcionando mesmo com a ausência do sinal de referência do GPS.

O Modelo 4.16 simula o atraso gerado pelo canal de comunicação, defasando os sinais que recebe como entrada. Estas correspondem às amostras de corrente, o instante da aquisição e EFDL, a variável de detecção de faltas externas do relé local. O parâmetro **atraso** indica o tamanho do atraso em milissegundos que o modelo irá acrescentar ao sinais (5 ms, neste caso). O comando **HISTORY** cria um histórico de todas as entradas. O tamanho deste histórico, determinado pelo comando **DELAY CELLS**, depende do atraso escolhido. Por exemplo, para 2 ms de atraso o modelo deve ter na memória amostras de 2 ms atrás, ou seja, $\frac{2 \cdot 10^{-3}}{5,208 \cdot 10^{-6}} \approx 384$

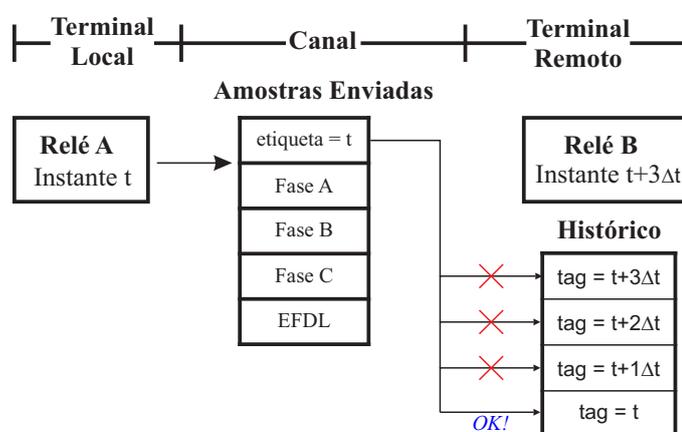


Figura 4.13. Dados enviados pelo canal de comunicação e sua recepção.

¹Proteção diferencial que compara a área abaixo dos sinais de corrente (carga) de ambos terminais a cada meio ciclo para identificar um defeito interno.

```

1 MODEL Canal
2   INPUT
3     sigIN1  -- instante da aquisição
4     sigIN2  -- amostra da fase A
5     sigIN3  -- EDFL
6   DATA
7     atraso  -- 5 ms passados como dados
8   HISTORY
9     sigIN1 {dflt:0}
10    sigIN2 {dflt:0}
11    sigIN3 {dflt:0}
12    -- número de células de memória necessárias considerando o tempo de atraso do canal
13  DELAY CELLS DFLT: atraso/timestep
14  OUTPUT  -- sinais de saída atrasados
15    sigOUT1
16    sigOUT2
17    sigOUT3
18  EXEC  -- aplicando o atraso
19    sigOUT1:=delay(sigIN1,atraso)
20    sigOUT2:=delay(sigIN2,atraso)
21    sigOUT3:=delay(sigIN3,atraso)
22  ENDEXEC
23 ENDMODEL

```

Modelo 4.16: Canal

células de memória. O denominador deste quociente é o passo de cálculo da simulação. Finalmente, para aplicar a defasagem, o comando `delay(sigIN,atraso)` procura no histórico da variável `sigIN` por um valor atrasado de `atraso` segundos e o passa para a saída.

4.7 DISJUNTOR

Os disjuntores são responsáveis pela abertura física dos contatos que alimentam as linhas de transmissão. Essa abertura tem o intuito de cessar sua corrente eliminando assim algum defeito que esteja ocorrendo ou isolando-as de alguma parte faltosa do sistema. No ATP eles nada mais são do que chaves controladas pelos relés, localizadas nos terminais de cada fase das linhas. Enquanto os relés indicarem restrição, as chaves permanecem fechadas, caso detectem um curto, eles enviam um *trip* de abertura para os disjuntores. Para simular um equipamento mais próximo da realidade, duas funcionalidades são adicionadas através deste modelo. Primeiramente, o comando de abertura vindo do relé só é repassado às chaves do ATP quando as correntes no sistema estiverem próximas de zero, afim de evitar arcos elétricos durante esse procedimento. Em segundo lugar, como o disjuntor é um dispositivo mecânico, a energização das bobinas de abertura, a abertura dos contatos e a extinção do arco têm uma determinada duração. Para isso, adiciona-se um contador de tempo responsável pela simulação deste atraso de atuação. Segundo Kindermann (2005), a abertura dos disjuntores leva de dois

a seis ciclos, de forma que optou-se pelo valor de três ciclos (50 ms) para este modelo.

Um trecho do código implementado é apresentado no Modelo 4.17. Este recebe como entrada o *trip* vindo do relé e as correntes no sistema. `top` define o tempo de atuação mencionado anteriormente e `tipoabertura` é uma variável de controle para indicar se a abertura deve ser monopolar (`tipoabertura=1`) ou tripolar (`tipoabertura=2`). No primeiro caso, são isoladas somente as fases que contenham algum problema; já no segundo, assim que a primeira fase é desconectada do sistema, as outras também o são. Nas duas situações é feita a detecção de passagem pelo zero, como será explicado a seguir. Vale lembrar que, neste trabalho, só está sendo abordada a abertura tripolar, mesmo que o disjuntor esteja preparado para atuar corretamente no caso monopolar. As saídas do modelo são as variáveis que controlam as chaves no ATP.

O disjuntor funciona com uma lógica de estados (`auxL`) de acordo com a Tabela 4.5, esta lógica é monopolar pela própria natureza da proteção diferencial, que é feita por fase. Desta forma, cada variável é um vetor de três posições e toda a detecção é feita dentro de um laço `FOR` para ser aplicada a cada uma das fases identificada pelo índice `i` (1:A, 2:B, 3:C). O estado zero é um estado de repouso em que não foi detectado nenhum curto. Assim que ocorre uma detecção, a contagem do tempo de atuação é iniciada (linha 14), quando o tempo `top` é alcançado, o sinal atual da corrente na fase em análise é armazenado em `sinall` e o disjuntor passa a aguardar a passagem pelo zero no estado `auxL=1` (linhas 17 e 18). Esta detecção é feita comparando-se o sinal armazenado no instante da detecção do curto com o sinal atual da corrente. No instante em que ocorre a inversão de sinal o disjuntor está pronto para abrir e muda para o estado `auxL=2` (linha 22).

Existe uma variável `onoff` de habilitação do disjuntor. Se `onoff=1` ele está ativo, de forma que, quando o estado `auxL=2` é atingido, o laço `IF` nas linhas 25 a 29 altera as variáveis de controle de saída para que as chaves sejam abertas. A abertura tripolar é apenas uma alteração

Tabela 4.5. Estados do Disjuntor

<code>auxL</code>	Estado	Descrição
0	fechado 0	disjuntor fechado, aguardando curto
1	fechado 1	disjuntor fechado, aguardando passagem pelo zero
2	aberto	disjuntor aberto, mantém chaves abertas

```

1 MODEL Disjuntor
2   INPUT
3     tripL[1..3]      -- informação de trip vinda do relé local
4     il[1..3]        -- corrente no relé local no sec. transformador de corrente
5   CONST
6     top {val: 3*(1/60)}  -- tempo de operação do disjuntor
7     tipoabertura {val: 2} -- escolhe entre abertura monopolar (1) ou tripolar (2)
8   OUTPUT
9     OUTdAL          -- estado de saída dos disjuntores locais para o ATP
10  EXEC
11    -- LÓGICA PARA ABERTURA TRIPOLAR DE CADA LADO DA LINHA E VERIFICAÇÃO DA PASSAGEM PELO ZERO
12    FOR i:=1 TO 3 DO
13      -- LÓGICA DE ABERTURA PARA OS DISJUNTORES LOCAIS
14      IF tripL[i] = 1 AND auxL[i] = 0 THEN -- verifica a existência do trip
15        tcontL[i]:=tcontL[i]+timestep -- inicia a contagem do tempo de operação
16        IF tcontL[i] > top THEN
17          sinalL[i]:=sign(il[i])
18          auxL[i]:=1 -- vai para o estado fechado2
19        ENDIF
20      ENDIF
21      IF sinalL[i] <> sign(il[i]) AND auxL[i] = 1 THEN -- abre o disjuntor local
22        auxL[i]:=2 -- vai para o estado aberto
23      ENDIF
24      -- MUDA A VARIÁVEL DE CONTROLE DO ATP (ABERTURA MONOPOLAR)
25      IF auxL[i] = 2 AND onoff = 1 THEN
26        OUTdisjL[i]:=-1
27      ELSE
28        OUTdisjL[i]:=1
29      ENDIF
30    ENDFOR
31    -- ABERTURA TRIPOLAR
32    IF tipoabertura = 2 AND onoff = 1 THEN
33      -- Abertura Trifásica LOCAL
34      IF triL = 0 THEN
35        IF auxL[1]=1 THEN
36          auxL[2]:=1
37          sinalL[2]:=sign(il[2])
38          auxL[3]:=1
39          sinalL[3]:=sign(il[3])
40          triL:=1
41        ENDIF
42      ENDIF
43    ENDIF
44    -- PASSAGEM DOS VALORES OBTIDOS PARA AS VARIÁVEIS DE SAÍDA
45    OUTdAL:=OUTdisjL[1]
46  ENDEXEC
47 ENDMODEL

```

Modelo 4.17: Disjuntor

feita após a detecção pela lógica monopolar apresentada. Se alguma das fases tiver um curto (linha 35 para a fase A), os estados das outras fases são automaticamente alterados para $auxL=1$ para aguardarem a passagem pelo zero e então serem abertas.

APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS

A fim de avaliar o desempenho da proteção diferencial via plano- α e do modelo desenvolvido, serão apresentados resultados de simulações feitas no ATP utilizando o sistema da Figura 5.1, cujos parâmetros foram apresentados nas Tabelas 4.1 e 4.2. Os resultados estão divididos em duas categorias: simulações de casos pontuais e simulações em regime permanente de curto-circuito. Nos casos pontuais, serão realizados alguns tipos de falta e será avaliado, no tempo, o comportamento das correntes de fase, das trajetórias no plano- α e do estado lógico de algumas variáveis do esquema de proteção. Com as análises em regime permanente, pretende-se fazer uma avaliação dos parâmetros que tem mais influência na proteção diferencial. Os valores apresentados na Figura 5.1, são utilizados apenas nos casos pontuais. Nas simulações de regime permanente eles são variados para avaliar um grande número de casos.

5.1 AJUSTES DO RELÉ

A base para normalização das correntes, os ajustes k_2 e k_{seq} da restrição por harmônicas e o atraso $t_{d,seq}$ das unidades de sequência estão resumidos na Tabela 5.1. Os parâmetros das características de restrição das unidades de fase e sequência são apresentados na Tabela 5.2, para ambos os modos de operação, normal e seguro. Por fim, o tempo de simulação t_{sim} , o instante de aplicação das faltas t_{falta} e o atraso definido para o canal de comunicação estão descritos na Tabela 5.3. Os valores da Tabela 5.2 são recomendações e as constantes k_2 e k_{seq} valores fixos de fábrica, todos obtidos do manual do relé SEL-411L (SEL, 2014).

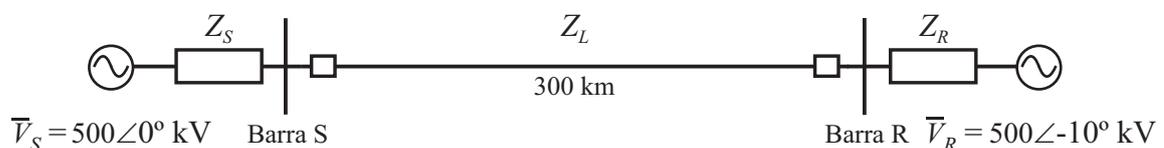


Figura 5.1. Sistema simulado.

Tabela 5.1. Ajuste do Relé

Base [A]	k_2	k_{seq}	$t_{d,seq}$ [ms]
2000	2	1/3	16

Tabela 5.2. Ajustes da Característica de Restrição

Modo	I_{pk} [p.u.]		R	Alfa [°]
	Fase	Sequência		
Normal	0.5	0.25	6	195
Seguro	0.6	0.3	7.2	234

Tabela 5.3. Parâmetros da Simulação

t_{sim} [ms]	t_{falta} [ms]	Atraso [ms]
160	50	5

5.2 CASOS PONTUAIS

Com esta análise será possível observar o trajeto dos quocientes do plano- α desde o momento da aplicação da falta, passando pela sua detecção e indo até o regime permanente de falta. Ademais, serão observadas as correntes de fase e diferencial do sistema e as variáveis lógicas obtidas no relé local, que definem a detecção de faltas externas e o *trip* das unidades. A Tabela 5.4 descreve as variáveis lógicas que serão analisadas.

Tabela 5.4. Descrição das variáveis lógicas do terminal local

Variável	Descrição
T87LA	Atuação da unidade da fase A
T87LB	Atuação da unidade da fase B
T87LC	Atuação da unidade da fase C
T87LQh	Histórico de atuação da unidade de sequência negativa
T87LQ	Atuação da unidade de sequência negativa
T87LGh	Histórico de atuação da unidade de sequência zero
T87LG	Atuação da unidade de sequência zero
EFDL	Detecção de defeito externo do terminal

O tempo de eliminação do defeito t_{elim} , nesta implementação, é composto pelo tempo de detecção do relé t_{rele} e pelo tempo de abertura dos disjuntores t_{disj} , sendo que o segundo compreende o atraso intencional e fixo de três ciclos mais a espera pela passagem pelo zero. t_{elim} será calculado como a diferença entre a abertura do último disjuntor e o instante de

aplicação da falta. As impedâncias dos equivalentes de Thévenin foram definidas com SIR igual a 0,3, sendo equivalente à 30% da impedância da linha e caracterizando as fontes como fortes. Foram avaliados os seguintes casos:

1. Regime normal de operação sem falta;
2. Falta trifásica com $R_F = 0 \Omega$ na metade da linha;
3. Falta monofásica com $R_F = 0 \Omega$ em 30 km do terminal S ;
4. Falta monofásica na metade da linha com resistência de falta de 200 Ω ;
5. Falta trifásica externa no terminal R com saturação do TC deste terminal;
6. Energização pelo terminal S .

5.2.1 Regime Normal de Operação sem Falta

Esta simulação tem o objetivo de ilustrar os efeitos da corrente capacitiva no plano- α e na corrente diferencial. Para isso, o regime normal de operação foi simulado duas vezes, sem e com aplicação do algoritmo de remoção da corrente capacitiva. As Figuras 5.2 e 5.3 apresentam a comparação entre os resultados obtidos pelo relé local em ambos os casos.

Na Figura 5.2 são exibidos os módulos dos fasores de corrente diferencial cuja análise pode ser dividida em três partes. Nos primeiros 5 ms de simulação, nota-se que as correntes diferenciais são iguais a zero, o que ocorre em função do atraso de comunicação ajustado. Até que os relés recebam a primeira informação do terminal remoto, os cálculos são efetuados com os valores iniciais dos históricos, que são iguais a zero. A segunda parte diz respeito ao período transitório da estimação de fasores, na qual ocorre o preenchimento das janelas de amostras, representado pelo crescimento dos módulos da corrente diferencial do sistema. A corrente diferencial vista nos primeiros ciclos da Figura 5.2(b) é indevida e corresponde ao período de inicialização do algoritmo no qual as janelas da estimação estão vazias. Por este motivo, os primeiros dois ciclos de simulação são desconsiderados, como descrito na Seção 4.5.9, e serão omitidos nas próximas seções. A última parte corresponde ao regime permanente de operação, no qual fica evidente a influência da remoção da corrente capacitiva. Na ausência da compensação, a corrente diferencial alcança 0,27 p.u. como mostra a Figura 5.2(a), enquanto que com a remoção, seu valor é reduzido para 0.035 p.u..

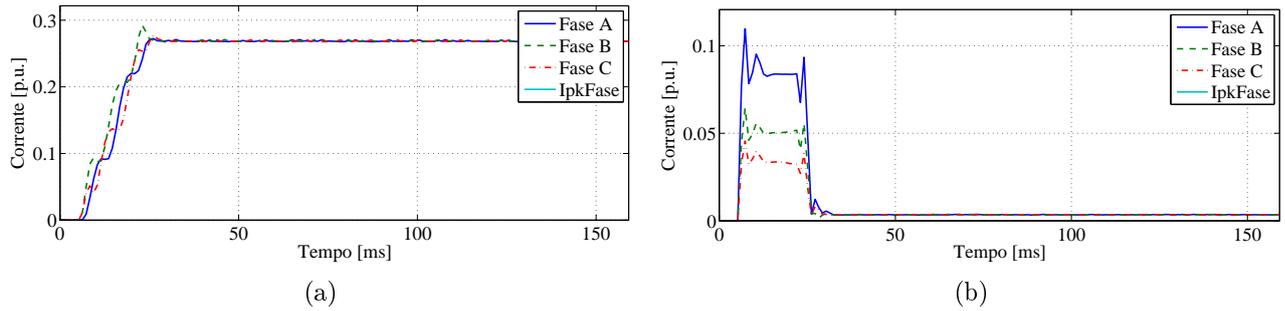


Figura 5.2. Módulo do fasor de corrente diferencial do sistema sem falta nas três fases. (a) Sem compensação. (b) Com compensação.

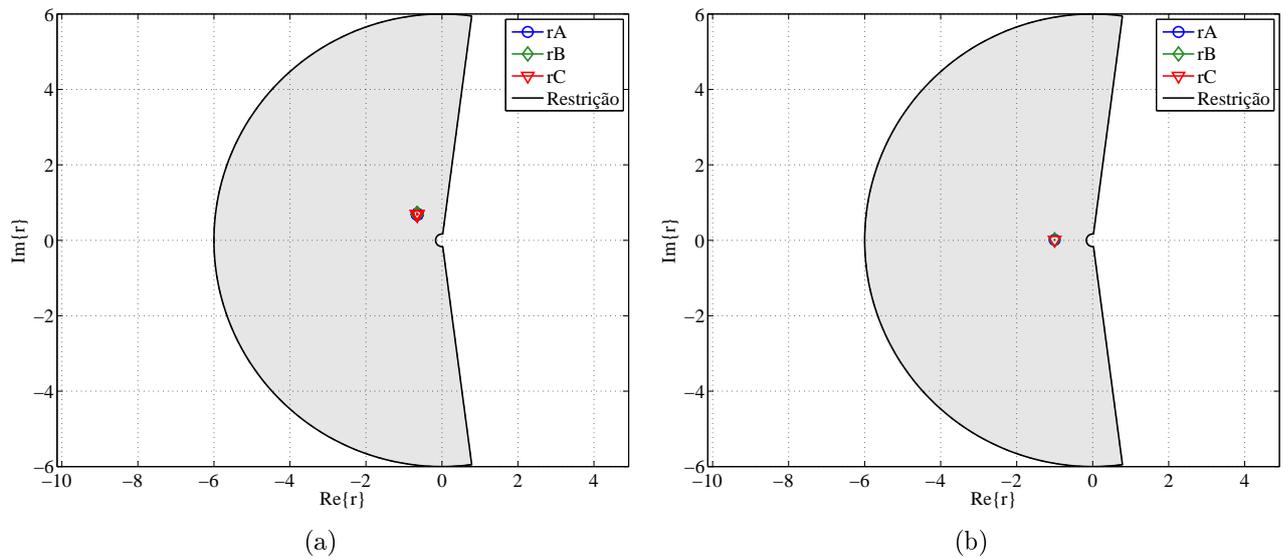


Figura 5.3. Plano alfa do sistema sem falta. (a) Sem compensação. (b) Com compensação.

Comparando as Figuras 5.3(a) e 5.3(b), verifica-se na primeira o deslocamento dos quocientes do plano- α em relação ao ponto ideal de restrição $(-1,0)$, devido à presença da corrente capacitiva. Este deslocamento deixa o relé suscetível a uma atuação incorreta devido aos erros de sincronismo das amostras. Na Figura 5.3(b) percebe-se que a remoção da corrente capacitiva coloca o quociente r muito próximo do ponto $(-1,0)$, garantindo a segurança do esquema de proteção.

Uma ressalva deve ser feita acerca da simulação. Depreende-se da Figura 5.2 que a corrente diferencial não atinge o *pick-up* ajustado e, segundo a descrição feita na Seção 4.5.9.3, o plano- α deveria exibir somente valores em $(-1,0)$. Entretanto, para melhor visualizar as trajetórias e algumas características deste plano, os gráficos são apresentados sem um *pick-up*, de forma que todos os coeficientes r estarão presentes dentro do intervalo considerado. Os resultados obtidos mostram que, do ponto de vista da corrente capacitiva, o ajuste utilizado é muito elevado, uma

vez que a corrente diferencial não chega nem à 50% do mesmo. Uma primeira avaliação indica que é possível aumentar a sensibilidade do esquema com a diminuição do limiar de atuação da corrente diferencial.

Deste ponto em diante, todas as simulações estarão com a remoção da corrente capacitiva ativada.

5.2.2 Falta Trifásica sem Resistência de Falta na Metade da Linha

A Figura 5.4 apresenta as correntes de fase nos dois terminais da linha de transmissão. Verifica-se que os relés atuam corretamente abrindo os disjuntores das três fases do sistema e eliminando o defeito. A Figura 5.5 mostra as variáveis de *trip* de cada uma das unidades e as variáveis auxiliares do histórico das unidades de sequência e a detecção de faltas externas. Nesta simulação, $t_{rele} = 8,37$ ms e $t_{elim} = 66,99$ ms, de forma que o defeito é eliminado em menos de 100 ms, atendendo aos requisitos impostos pelos procedimentos de rede do ONS (ONS, 2011). Uma vez que a falta é externa, não há atuação de EFDL.

A corrente diferencial das unidades de fase e sequência são exibidas na Figura 5.6. Para as unidades de fase, a corrente apresenta um crescimento bem elevado, como é esperado de uma falta trifásica. Por outro lado, na Figura 5.6(b), nota-se que a corrente diferencial de sequência negativa, que deveria permanecer próxima de zero, ultrapassa sobremaneira o *pick-up* durante os períodos transitórios da estimação dos fasores. Este comportamento é esperado devido ao desequilíbrio entre as fases durante esse período, apesar de, neste caso, não ser problemático, pois a atuação trifásica era esperada. Entretanto, do ponto de vista da operação da unidade

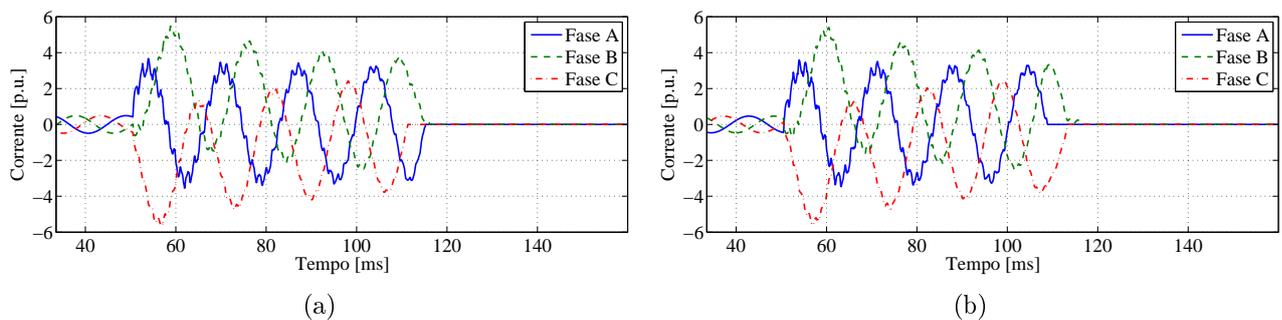


Figura 5.4. Falta trifásica franca na metade da linha. Correntes de fase: (a) Terminal local; (b) Terminal remoto.

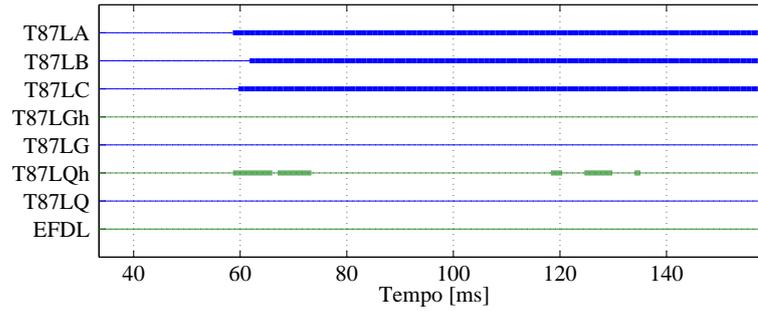


Figura 5.5. Falta trifásica franca na metade da linha. Trips e auxiliares.

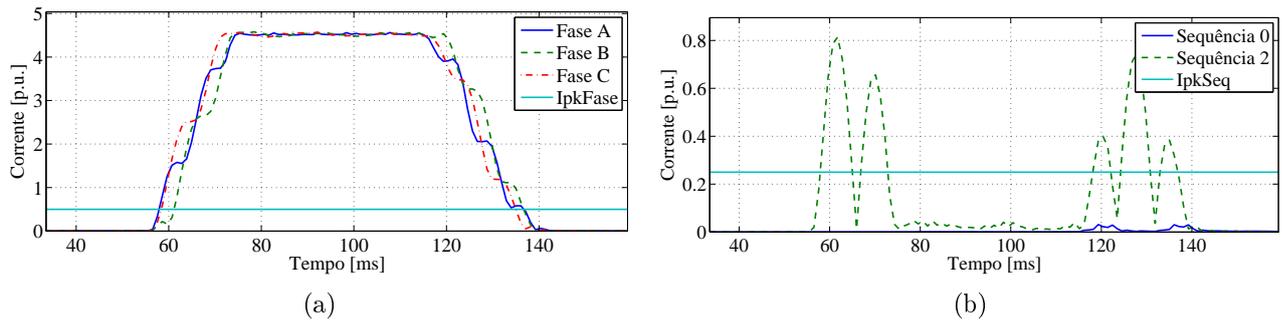


Figura 5.6. Falta trifásica franca na metade da linha. Módulo do fasor das correntes diferenciais: (a) Fase; (b) Sequência.

de sequência, este comportamento prejudica a segurança do esquema de proteção.

O plano- α da Figura 5.7(a) mostra os quocientes de fase inicialmente localizados no ponto $(-1,0)$, mas que, durante a falta, transitam para a região de operação próximo do ponto $(1,0)$, devido ao pequeno carregamento do sistema. Os locais em que a falta inicia e aqueles onde os *trips* são emitidos, estão indicadas no detalhe da figura. Nota-se que a fase B demora mais para sair da zona de restrição e, conseqüentemente, para emitir um *trip*, fato confirmado pela variável T87LA na Figura 5.6. No plano- α das unidades de sequência da Figura 5.7(b), verifica-se que, sem o *pick-up*, ambas atuariam indevidamente durante a falta. Os quocientes de sequência zero oscilam desordenadamente por um tempo antes de se manter na zona de atuação, mas ambas ocupam uma grande área, caracterizando um comportamento instável e indevido, dado que estas componentes não deveriam existir. Apesar disto, nota-se que, na Figura 5.5, não há *trip* das unidades de sequência devido ao atraso intencional em sua operação. A variável de histórico T87LQh detecta as atuações espúrias nos períodos transitórios, mas estas não permanecem ativas por tempo suficiente para emitir um *trip* da unidade. T87LGh não ativa nenhuma vez, visto que, apesar dos quocientes r_G saírem da zona de restrição, a corrente diferencial de sequência zero não atinge o *pick-up* em nenhum momento.

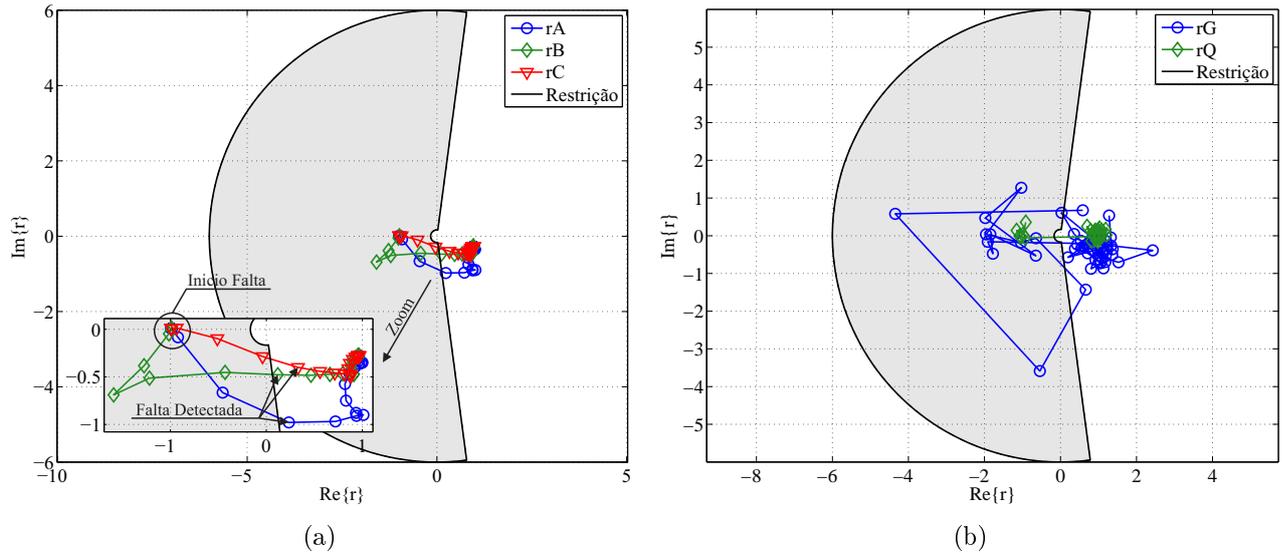


Figura 5.7. Falta trifásica franca na metade da linha. Plano alfa: (a) Fase; (b) Sequência.

5.2.3 Falta Monofásica AT sem Resistência de Falta em 30 km do Terminal S

Uma falta monofásica na fase A foi simulada para a atuação das unidades de sequência. Na Figura 5.8, são apresentadas as correntes de fase em ambos os terminais. Os relés identificam corretamente a fase afetada, abrindo todos os disjuntores uma vez que a abertura monopolar não está habilitada. Observa-se que o terminal remoto apresenta corrente de falta reduzida em relação à do terminal local devido à grande impedância da fonte remota até o local da falta. Para esta falta, $t_{rele} = 14,66$ ms e $t_{elim} = 71,95$ ms, indicando que a reduzida severidade da falta monofásica diminui a velocidade de atuação do rele, visto que a corrente diferencial apresenta um crescimento mais lento. A Figura 5.9 mostra que, entre as fases, apenas a variável T87LA atua e, como a falta é monofásica, ambas as unidades de sequência também detectam o defeito. Percebe-se, entretanto, que as variáveis de histórico T87LGh e T87LQh detectam o defeito antes mesmo de t_{rele} , mas, apenas após um ciclo de detecção contínua, as unidades 87LQ e 87LG são ativadas, devido ao atraso inserido na atuação das mesmas. Novamente, uma falta interna não gera atuação da variável de detecção de faltas externas.

As correntes diferenciais da Figura 5.10(b), mostram que, tanto as unidades de fase quanto as de sequência, apresentam um crescimento apreciável quando envolvidas no curto circuito. Porém, a maior diferença é vista comparado-se os planos- α da Figura 5.11. Nota-se que a trajetória da unidade de fase requer sete amostras para efetuar a detecção e mais algumas para

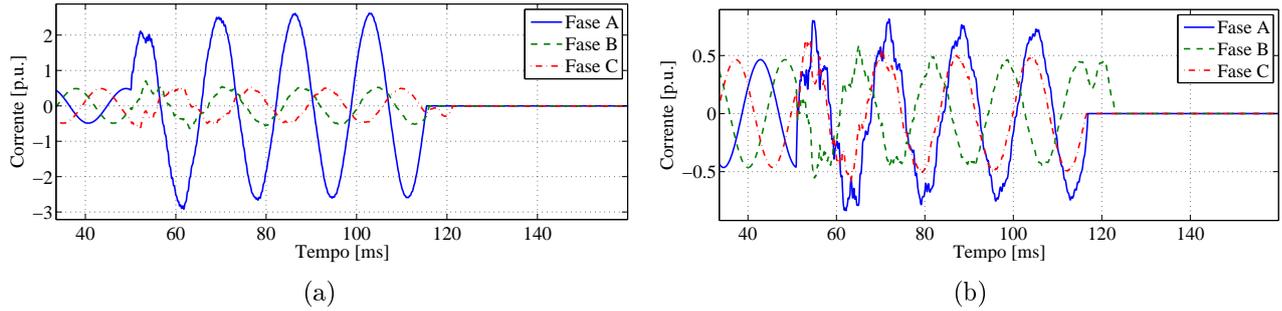


Figura 5.8. Falta monofásica AT franca a 30 km da barra S . Correntes de fase: (a) Terminal local; (b) Terminal remoto.

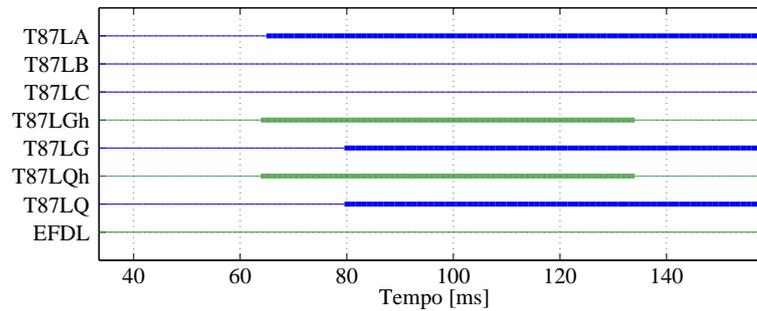


Figura 5.9. Falta monofásica AT franca a 30 km da barra S . Trips e auxiliares.

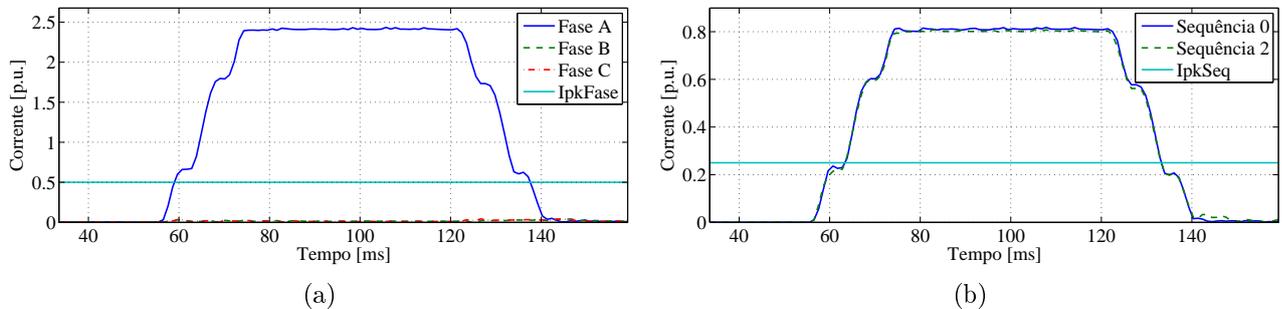


Figura 5.10. Falta monofásica AT franca a 30 km da barra S . Módulo do fasor das correntes diferenciais: (a) Fase; (b) Sequência.

estabilizar no plano- α , ao passo que as unidades de seqüência precisam de apenas uma amostra para a detecção e mais uma para estabilizar, evidenciando sua precisão. Contudo, constata-se que, antes da falta, a unidade de seqüência zero não se mantém estável no ponto $(-1,0)$, como pode ser visto na Figura 5.11(b), o que motiva a utilização do *pick-up* para evitar atuações indevidas. Esta medida, em conjunto com o atraso, proporciona uma característica mais segura e confiável, porém menos veloz, para as unidades 87LG e 87LQ. (KASZTENNY *et al.*, 2013)

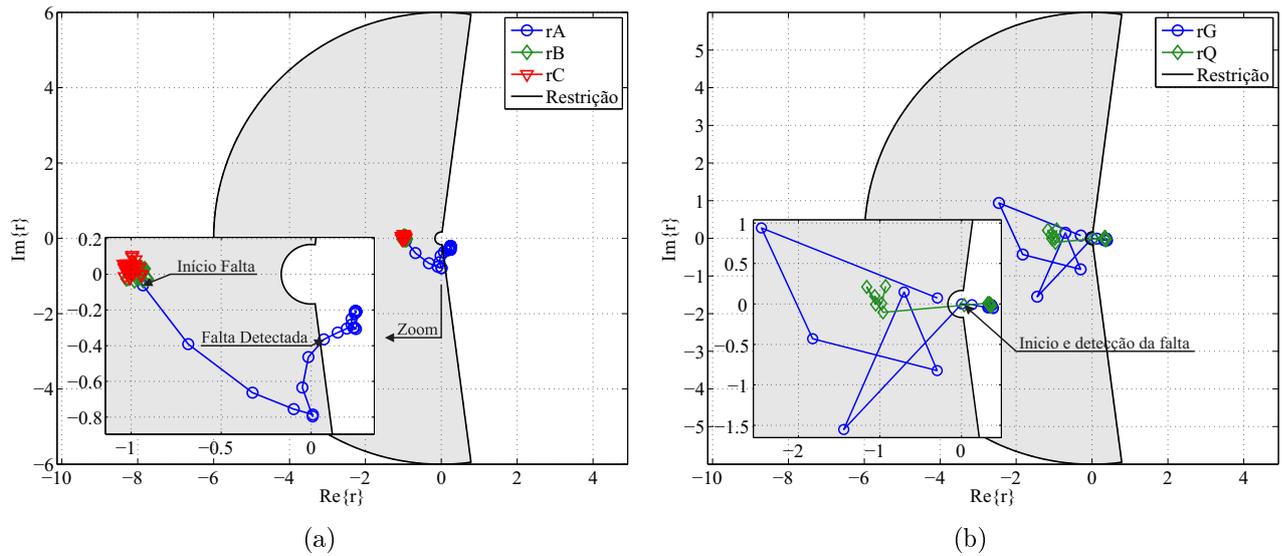


Figura 5.11. Falta monofásica AT franca a 30 km do terminal S . Plano- α : (a) Fase; (b) Sequência.

5.2.4 Falta Monofásica AT na Metade da Linha com Resistência de Falta Elevada

Uma resistência de falta de 200Ω foi aplicada a uma falta monofásica para avaliar a sensibilidade do esquema de proteção. A Figura 5.12 apresenta as correntes de fase locais e remotas, através das quais verifica-se que a proteção não detecta o defeito, uma vez que nenhum disjuntor é aberto. Confirma-se esta informação ao observar as variáveis lógicas de *trip* da Figura 5.13, a qual evidencia que não há sensibilização de nenhuma unidade diferencial. Um comportamento atípico é observado na fase afetada do terminal remoto: durante falta, esta corrente reduz até praticamente zero. Isso ocorre devido ao carregamento do sistema e pode ser explicado considerando-se que a contribuição dos terminais da linha é a superposição das componentes de pré e pós falta. Normalmente, no terminal remoto, estas correntes apresentam sentidos opostos com predominância da parcela de falta, resultando em uma corrente elevada entrando na linha. Quando a impedância de falta é grande, a componente de falta é reduzida, de forma que a corrente resultante pode apresentar três comportamentos em função do valor de R_F : ela sai da linha com módulo menor que no regime permanente sem falta, caracterizando a condição de *outfeed* (maior R_F); entra na linha com módulo menor que antes da falta; e entra na linha com módulo maior que no regime permanente sem falta (menor R_F). Na situação simulada, a contribuição do terminal remoto está entre os dois primeiros casos, com o módulo reduzido ao seu mínimo e com a fase mudando de sentido.

Na Figura 5.14, verifica-se que a corrente diferencial de fase atinge o *pick-up* e, mesmo assim, não atua, confirmando que o plano- α não foi capaz de detectar o defeito. Comparando com o caso monofásico sem resistência de falta, fica claro que estas unidades estão próximas do seu limite de sensibilidade, de maneira que um pequeno aumento de R_F pode levar a corrente abaixo do limiar de atuação. Nota-se também que as correntes de sequência não alcançam o *pick-up*, eliminando qualquer chance de detecção do defeito pelas mesmas.

Os planos- α da Figura 5.15 evidenciam a limitação das unidades de fase em relação às faltas

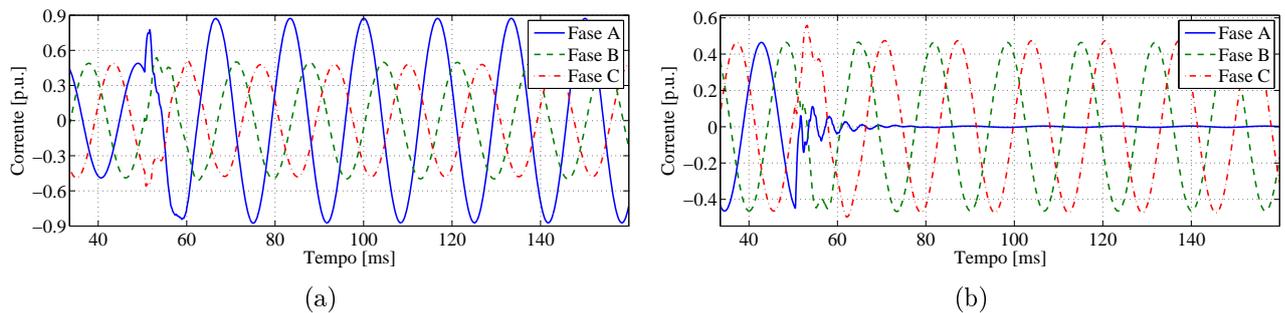


Figura 5.12. Falta monofásica AT na metade da linha com $R_F = 200 \Omega$. Correntes de fase: (a) Terminal local; (b) Terminal remoto.

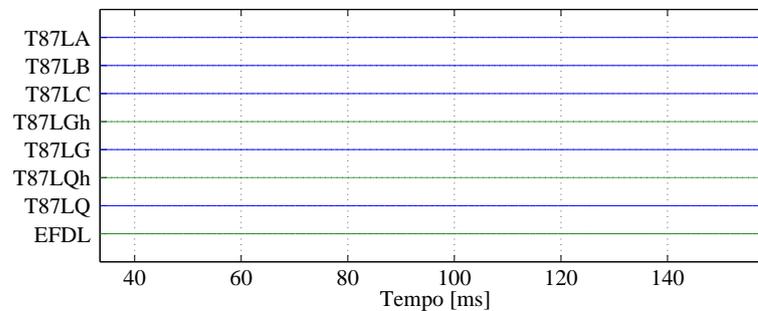


Figura 5.13. Falta monofásica AT na metade da linha com $R_F = 200 \Omega$. Trips e auxiliares.

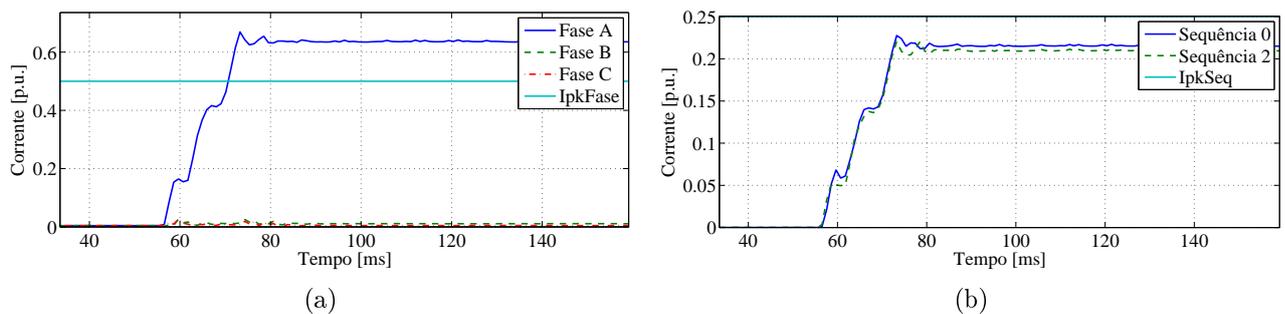


Figura 5.14. Falta monofásica AT na metade da linha com $R_F = 200 \Omega$. Módulo do fasor das correntes diferenciais: (a) Fase; (b) Sequência.

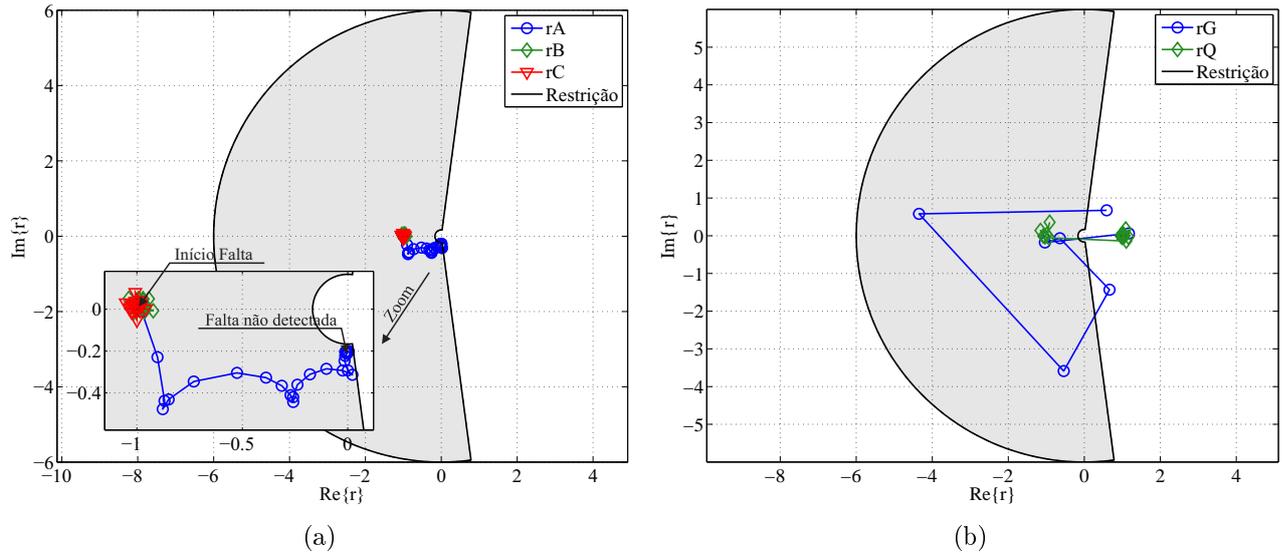


Figura 5.15. Falta monofásica AT na metade da linha com $R_F = 200 \Omega$. Plano- α : (a) Fase; (b) Sequência.

com elevados valores de R_F , bem como a capacidade de detecção desperdiçada das unidades de sequência devido ao *pick-up* elevado. Na Figura 5.15(a), verifica-se que a trajetória dos quocientes entra na zona de restrição com módulo aproximadamente igual a 0,2, impossibilitando a detecção da falta. Analisando as correntes da Figura 5.12, esperava-se que o quociente do plano- α tivesse um valor próximo de zero, dentro da região de faltas internas com *outfeed*. Ressalta-se, entretanto, que as correntes resultantes no terminal remoto levam em conta a corrente capacitiva do sistema. Assim, a parcela removida pelo algoritmo de compensação eleva o módulo do fasor, retirando a trajetória da região de *outfeed* e prejudicando a confiabilidade da proteção. Para efeito de comparação, a Figura 5.16 contém a corrente diferencial e o plano- α de fase resultantes da mesma falta sem a remoção da corrente capacitiva, na qual fica clara a atuação das unidades de fase. Este comportamento não invalida o uso da compensação, visto que neste caso detecção deve ser feita pelas unidades de sequência como será comentado à seguir.

As unidades de sequência, por outro lado, apresentam um comportamento muito semelhante ao caso anterior, como mostra a Figura 5.15(b). A unidade 87LQ restringe até que, na primeira amostra de falta, os quocientes se deslocam para a região de atuação, enquanto os quocientes da unidade 87LG oscilam desordenadamente até que a falta é aplicada, quando, então, se estabilizam na zona de atuação próximo ao eixo real. Fica evidente dos resultados obtidos para as faltas monofásicas que, durante a falta, o comportamento das unidades de sequência

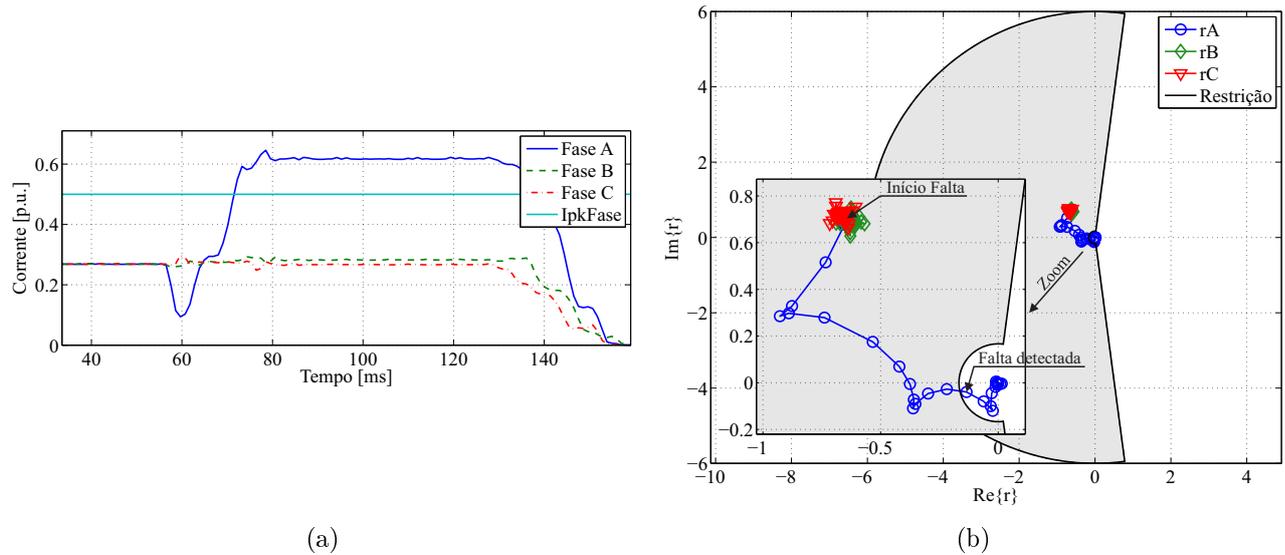


Figura 5.16. Falta monofásica AT na metade da linha com $R_F = 200 \Omega$, sem remoção da corrente capacitiva. (a) Corrente diferencial de fase; (b) Plano- α de fase.

independe da resistência de falta ou da corrente de carga. Este comportamento vai de encontro às análises feitas na Seção 3.8, indicando que os quocientes das unidades de sequência dependem apenas das impedâncias do sistema, mais especificamente do coeficiente de distribuição de correntes. Isto fica claro ao comparar o local destes quocientes com os da Figura 5.11(b), que são diferentes devido à localização das faltas.

Estas análises mostram que os ajustes escolhidos não permitem um bom desempenho da proteção. Em primeiro lugar, as unidades de sequência devem ser responsáveis pela sensibilidade da proteção diferencial, como visto na Figura 5.15(b), por isso não faz sentido que estas percam a sensibilidade para faltas antes que as unidades de fase. Em segundo lugar, o atraso na operação das unidades de sequência provê segurança suficiente para justificar a redução do *pick-up* das mesmas. Uma redução do *pick-up*, especialmente, das unidades 87LQ e 87LG, garante melhora no desempenho do esquema implementado.

5.2.5 Falta Trifásica Externa no Terminal R com Saturação do TC

Esta simulação visa demonstrar três aspectos da proteção diferencial implementada: a detecção de faltas externas, a restrição por componentes harmônicas e as correntes equivalentes do PAG. Aplicou-se, então, uma falta trifásica externa, sem resistência de falta, no terminal remoto. O TC usado nesta implementação é um modelo C800, muito difícil de saturar para um

defeito externo à linha de transmissão. Para forçar a saturação do TC deste terminal, a impedância em seu secundário foi intencionalmente elevada para 30Ω e o equivalente da fonte S foi removido, aumentando consideravelmente a força desta fonte. Apesar de não representar uma condição prática para este sistema, esta simulação facilita a compreensão do funcionamento destes elementos do esquema de proteção.

O relé opera corretamente, sem atuação de nenhuma unidade e com a detecção da falta externa, mesmo durante a saturação do TC, como mostra a Figura 5.17. Sinais de diversas etapas do algoritmo de proteção, estão ilustrados na Figura 5.18. As correntes de fase, medidas pelos TCs, nos terminais da linha de transmissão, são apresentadas nas Figuras 5.18(a) e 5.18(b) e mostram o efeito da saturação nas correntes do relé remoto. Nota-se que a fase A não satura devido à baixa componente DC de decaimento exponencial resultante da aplicação da falta. Os fasores estimados a partir das correntes remotas são exibidos na Figura 5.18(d), na qual observa-se a queda no módulo das fases saturadas e os patamares formados nos períodos em que a corrente é cortada. À medida que a saturação termina, o módulo do fasor retorna para o seu valor correto.

A ativação de EFDL inicia as alterações nas correntes de restrição de fase e sequência, com o objetivo de elevar a segurança do esquema de proteção. A inserção das correntes de restrição modificadas no PAG gera as correntes equivalentes com mais tendência à restrição, exibidas nas Figuras 5.18(e) e 5.18(f). Verifica-se que apenas as corrente locais e remotas das fases B e C são afetadas, uma vez que não há componentes harmônicas de segunda ordem na fase não saturada. Adicionalmente, as correntes equivalentes possuem módulos mais parecidos, evitando que quocientes muito grandes ou muito pequenos surjam no plano- α . As Figuras 5.18(g), 5.18(h) e 5.18(i), 5.18(j) apresentam, respectivamente, os fasores das correntes de sequência antes e

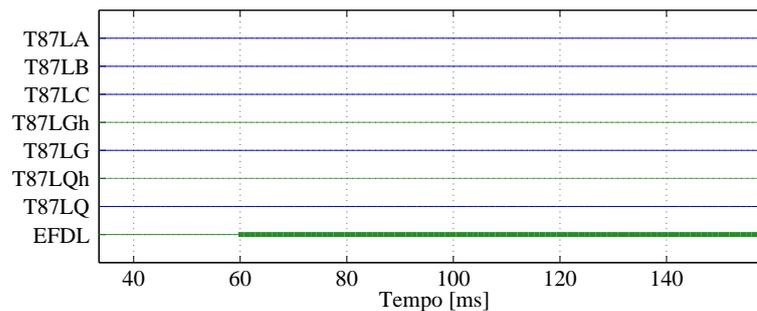


Figura 5.17. Falta trifásica externa franca no terminal R com saturação do TC remoto. Trips e auxiliares.

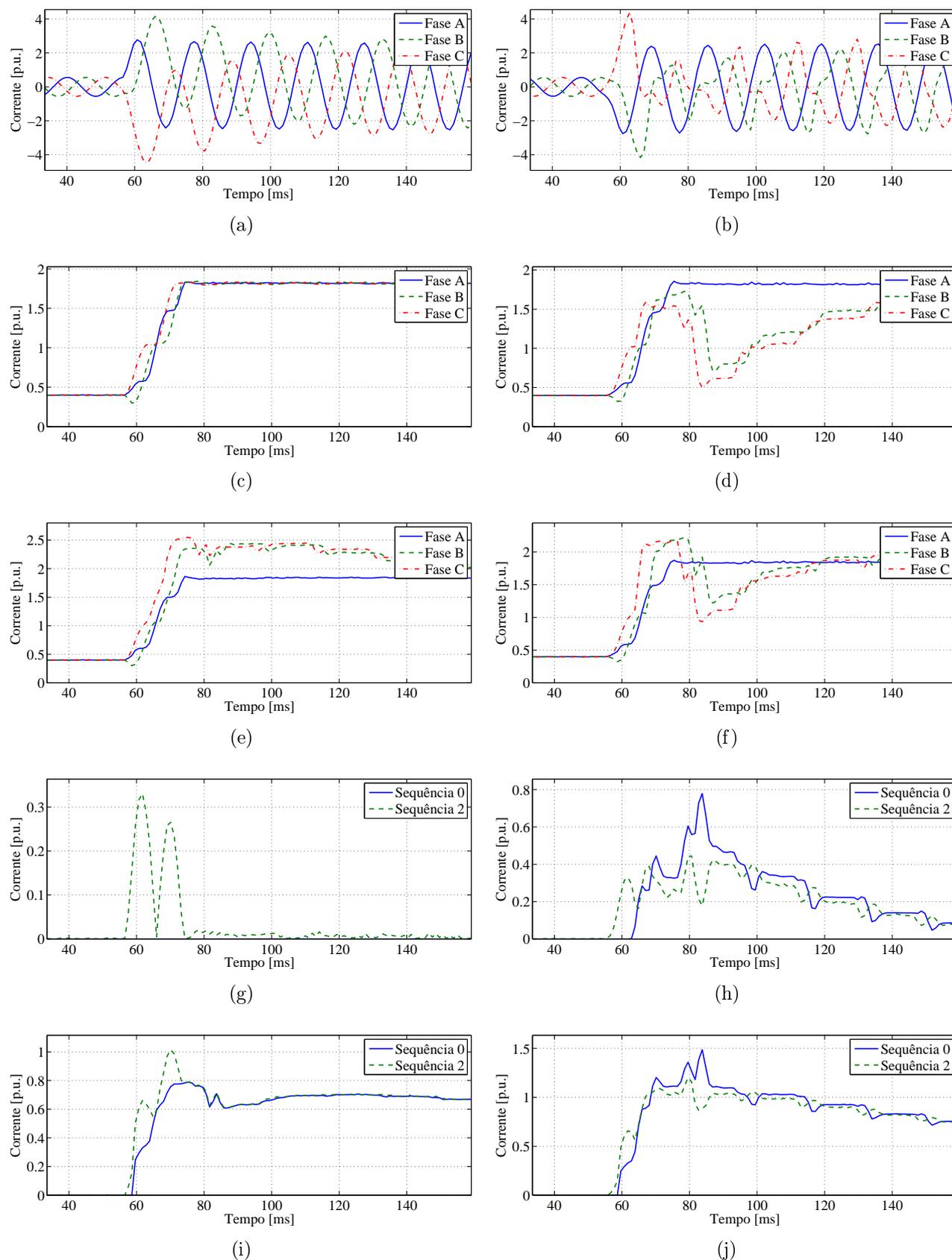


Figura 5.18. Falta trifásica externa franca no terminal R com saturação do TC remoto. Sinais calculados nos relés local (coluna da esquerda) e remoto (coluna da direita). (a-b) Correntes de fase vistas pelos relés; (c-d) Módulo dos fasores de fase; (e-f) Módulo dos fasores de fase equivalentes; (g-h) Módulo dos fasores de sequência; (i-j) Módulo dos fasores de sequência equivalentes.

depois da passagem pelo PAG. Fica evidente que a saturação das correntes remotas gera fasores de sequência negativa e zero com módulos consideravelmente elevados, enquanto o terminal S não apresenta correntes de sequência, a menos da parcela devido à estimação de fasores. Esta situação afeta a segurança das unidades 87LQ e 87LG, principalmente nas saturações mais severas, uma vez que apenas um dos terminais apresenta corrente, gerando quocientes extremamente elevados no plano- α . As correntes equivalentes, por sua vez, são passíveis de comparação, como era esperado do PAG.

As correntes diferenciais, representadas na Figura 5.19, não são afetadas pelo PAG. O instante de incidência da falta está marcado como t_{falta} na Figura 5.19(a), a partir da qual percebe-se que, antes da saturação começar, existe um período em que o TC funciona corretamente, permitindo a detecção de faltas externas. Observa-se também que a mudança no valor do *pick-up*, em função desta detecção, ocorre durante este pequeno intervalo de tempo. Nota-se ainda que, tanto as correntes de fase quanto as de sequência, que deveriam ser próximas de zero, ultrapassam o *pick-up* possibilitando atuações indevidas, evitadas graças à restrição adicional.

O plano- α de todas as unidades, obtido a partir das correntes equivalentes, são ilustrados na Figura 5.20, onde nota-se a expansão das características de restrição (em linha tracejada) como resposta da detecção do defeito externo. Os quocientes das unidades de fase, saturadas da Figura 5.20(a) apresentam o comportamento esperado, deslocando-se na direção do terceiro quadrante, visto que a saturação ocorre no terminal remoto. Em nenhum momento as trajetórias saem da zona de restrição, demonstrando uma operação segura destas unidades. As unidades de sequência, sobretudo a sequência zero, exibem quocientes fora da região de restrição, que ocorrem antes da corrente diferencial atingir o *pick-up*, o que é comprovado pela

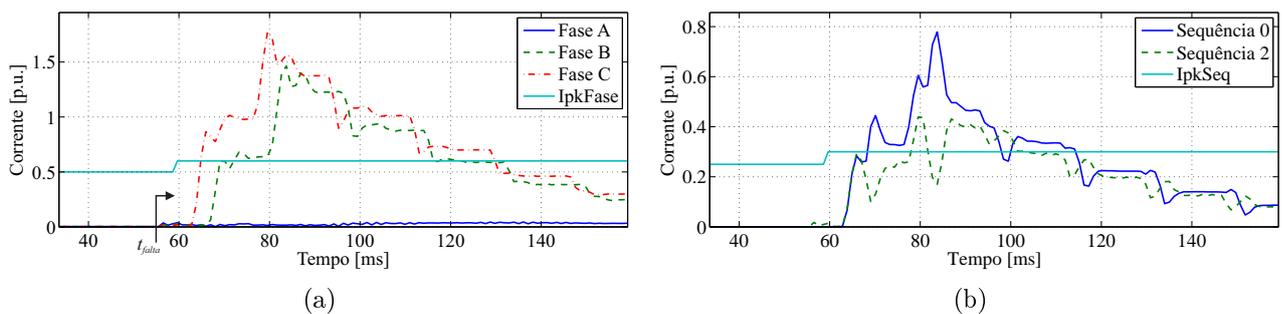


Figura 5.19. Falta trifásica externa franca no terminal R com saturação do TC remoto. Módulo dos fasores de corrente diferencial: (a) Terminal local; (b) Terminal remoto.

ausência da ativação das variáveis T87LQh e T87LGh da Figura 5.17. Estes quocientes espúrios ocorrem antes mesmo da saturação do TC, quando os sinais de sequência são muito pequenos, evidenciando novamente, que a redução do *pick-up* aumentaria a sensibilidade sem prejudicar a segurança do esquema de proteção.

Para ilustrar de maneira adequada o efeito do *pick-up* e do PAG na proteção no plano- α , são plotados, na Figura 5.21, os planos- α das unidades de sequência com os resultados obtidos sem a aplicação da restrição por harmônicas. Fica claro o comportamento indevido das componentes

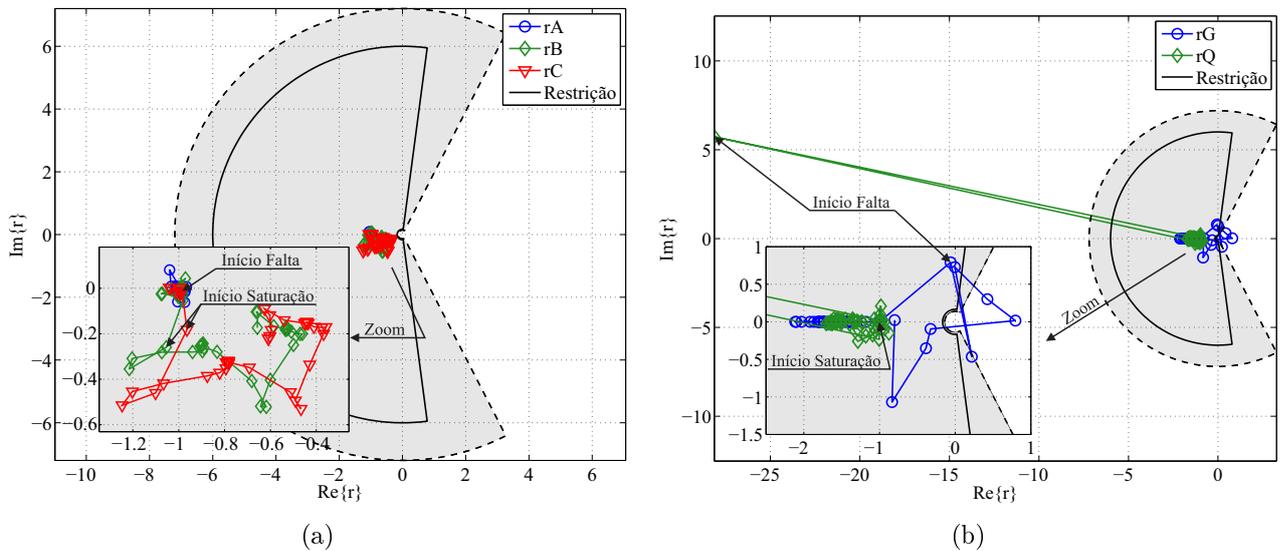


Figura 5.20. Falta trifásica externa franca no terminal R com saturação do TC remoto. Plano- α : (a) Fase; (b) Sequência.

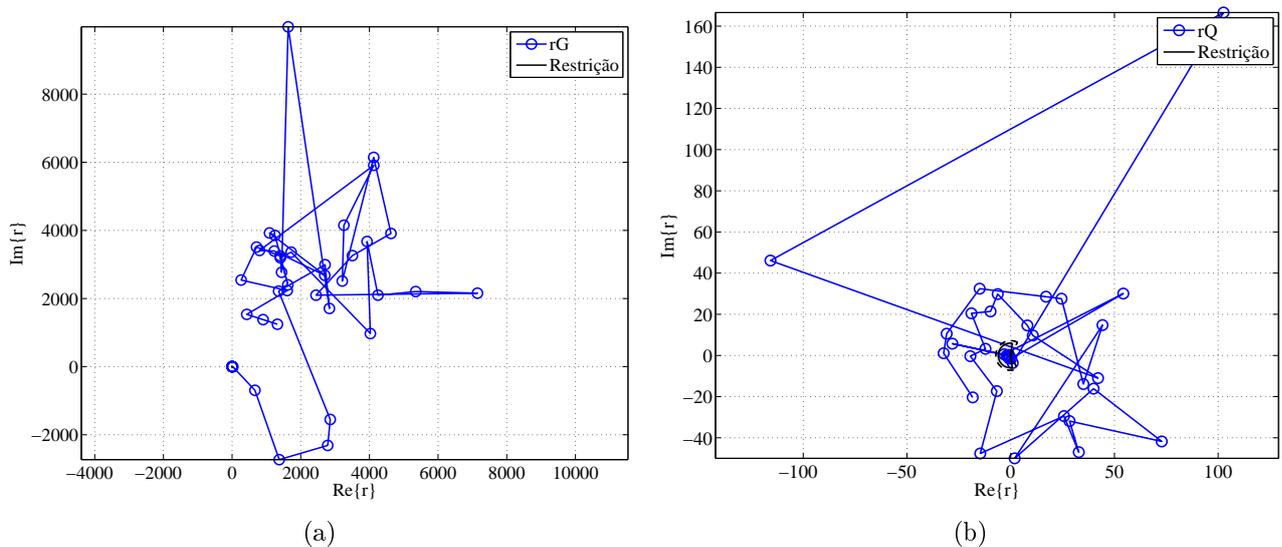


Figura 5.21. Falta trifásica externa franca no terminal R com saturação do TC remoto. Plano- α sem restrição por harmônicas: (a) Sequência Zero; (b) Sequência Negativa.

de sequência, que atuariam para esta falta externa. Os valores dos quocientes são muito elevados, pois a saturação ocorre no terminal remoto, aumentando apenas o numerador de r . A aplicação da restrição por harmônicas, que só pode ser realizada com a utilização do PAG, resulta nas trajetórias já avaliadas da figura Figura 5.20, garantindo a segurança da proteção.

5.2.6 Energização pelo Terminal S

As variáveis da Figura 5.22 indicam a correta operação do relé, sem atuação de nenhuma unidade, nem detecção de faltas externas. As correntes nos terminais da linha são apresentadas na Figura 5.23, seguidas dos fasores estimados na Figura 5.24. Nota-se que a corrente no terminal remoto é zero, uma vez que este se encontra aberto durante a energização, ao passo que o fasor estimado exibe a parcela de corrente capacitiva calculada neste terminal. Além disso, percebe-se que os sinais estimados possuem componentes de frequência além da fundamental, não eliminadas no “Condicionamento de Sinais” nem na “Estimação de Fasores”, indicando que estas são componentes inter-harmônicas de baixa frequência, originadas devido à manobra de energização.

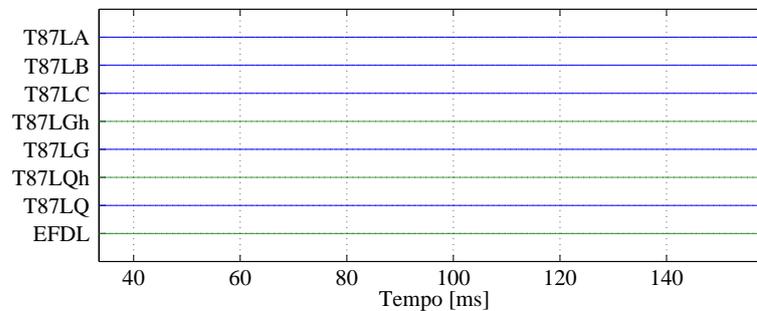


Figura 5.22. Energização da linha pelo terminal S. Trips e auxiliares.

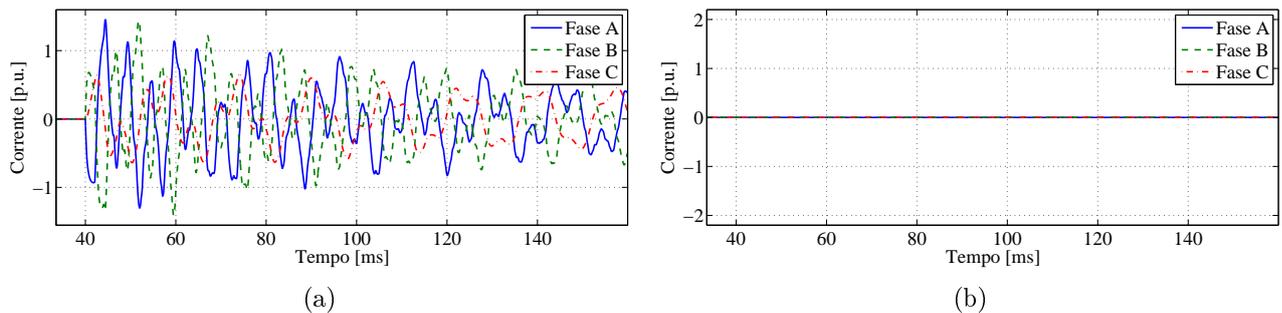


Figura 5.23. Energização da linha pelo terminal S. Correntes de fase: (a) Terminal local; (b) Terminal remoto.

As Figuras 5.25 e 5.26 contêm os módulos dos fasores das correntes diferenciais de fase relativos à energização da linha, sem e com remoção da corrente capacitiva, respectivamente. O *pick-up* não é atingido em nenhum dos casos, o que garante a restrição do esquema de proteção. Considerando que o sistema é perfeitamente transposto, as fontes equilibradas e o fechamento dos disjuntores simultâneo, a energização é uma manobra equilibrada. Entretanto, observa-se na Figura 5.26(b) o surgimento de correntes diferenciais de sequência em função da estimação de fasores e das componentes de frequência não eliminadas.

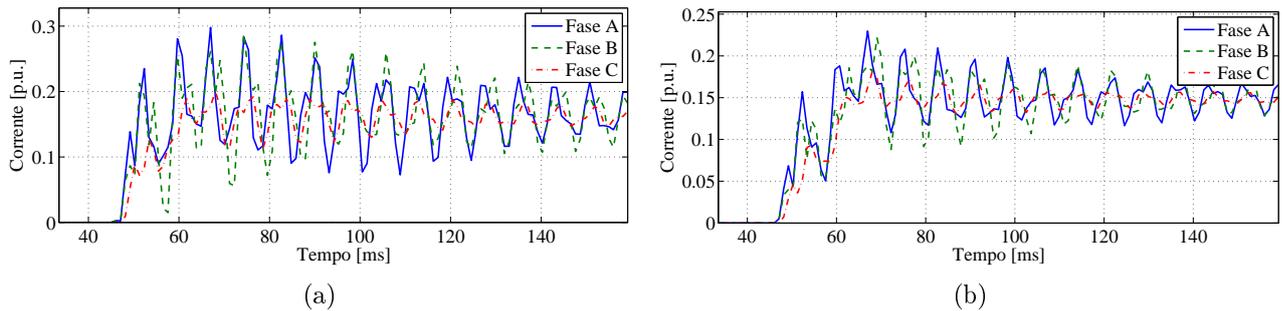


Figura 5.24. Energização da linha pelo terminal S . Módulo dos fasores de fase: (a) Terminal local; (b) Terminal remoto.

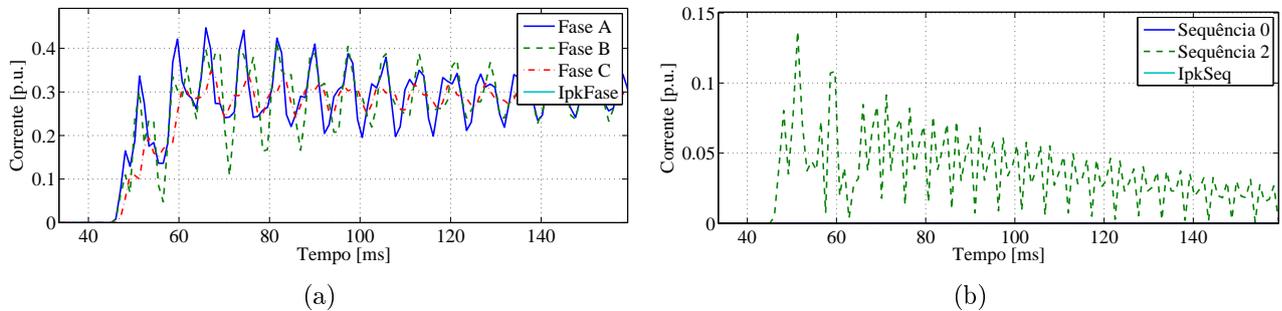


Figura 5.25. Energização da linha pelo terminal S sem remoção da corrente capacitiva. Módulo do fasor das correntes diferenciais: (a) Fase; (b) Sequência.

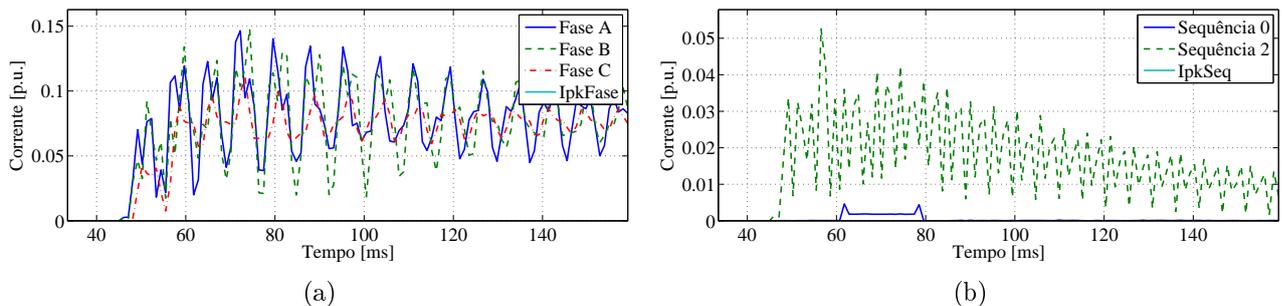


Figura 5.26. Energização da linha pelo terminal S . Módulo do fasor das correntes diferenciais: (a) Fase; (b) Sequência.

Verifica-se, na Figura 5.26, que a remoção não é tão eficiente quanto nos casos de faltas internas e externas, mesmo reduzindo mais de 50% da máxima corrente diferencial em relação ao caso sem compensação. Isto ocorre devido à presença do TPC, cuja resposta em frequência gera um desvio de fase na componente fundamental da tensão que é intensificado com o atraso imposto pelo o filtro analógico. O sinal resultante não é adequado para o algoritmo de compensação da corrente capacitiva, principalmente na energização, quando as componentes de baixa frequência estão presentes, limitando sua eficácia. A Figura 5.27, mostra as correntes, de fase e sequência, considerando um TPC ideal, com a mesma relação de transformação. Verifica-se que, neste caso, a redução da máxima corrente diferencial é de aproximadamente 90% em relação ao caso da Figura 5.25 para as unidades de fase e sequência.

Os níveis de corrente diferencial obtidos ao considerar o caso da Figura 5.25, mais uma vez, evidenciam que a sensibilidade da proteção pode ser elevada com a redução do *pick-up*, sem que a segurança seja prejudicada. Ressalta-se que a alteração deste ajuste deve ser efetuada considerando possíveis interferências causadas pela presença do TPC, para que não ocorram atuações indevidas. Fica confirmado, então, que a necessidade de utilização do sinal de tensão acarreta complexidade adicional para o esquema de proteção diferencial. Todavia, esta é justificada em virtude da melhora considerável no desempenho do sistema de proteção.

Mostra-se na Figura 5.28 os planos- α dos casos com e sem a remoção da corrente capacitiva. Verifica-se a partir do plano- α da Figura 5.28(a) que a ausência de contribuição do terminal remoto, resulta em quocientes nulos para todas as unidades apresentadas, indicando a presença de um defeito indevidamente, como esperado. Por outro lado a Figura 5.29 mostra que, com a compensação ativa, os quocientes de fase passam a ter um comportamento mais estável,

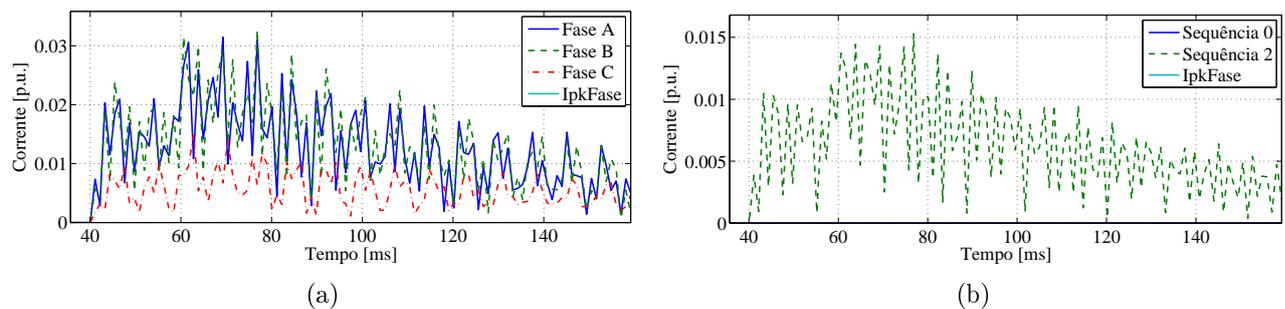


Figura 5.27. Energização da linha pelo terminal *S*. Módulo do fasor das correntes diferenciais calculados com valores primários: (a) Fase; (b) Sequência.

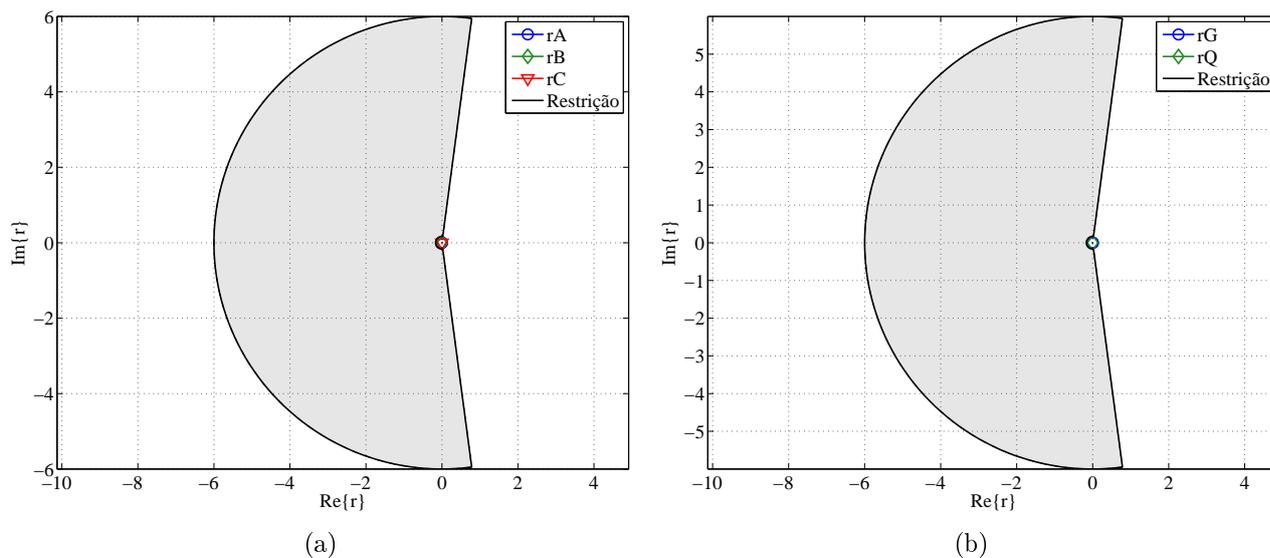


Figura 5.28. Energização da linha pelo terminal S sem compensação de corrente capacitiva. Plano alfa: (a) Fase; (b) Sequência.

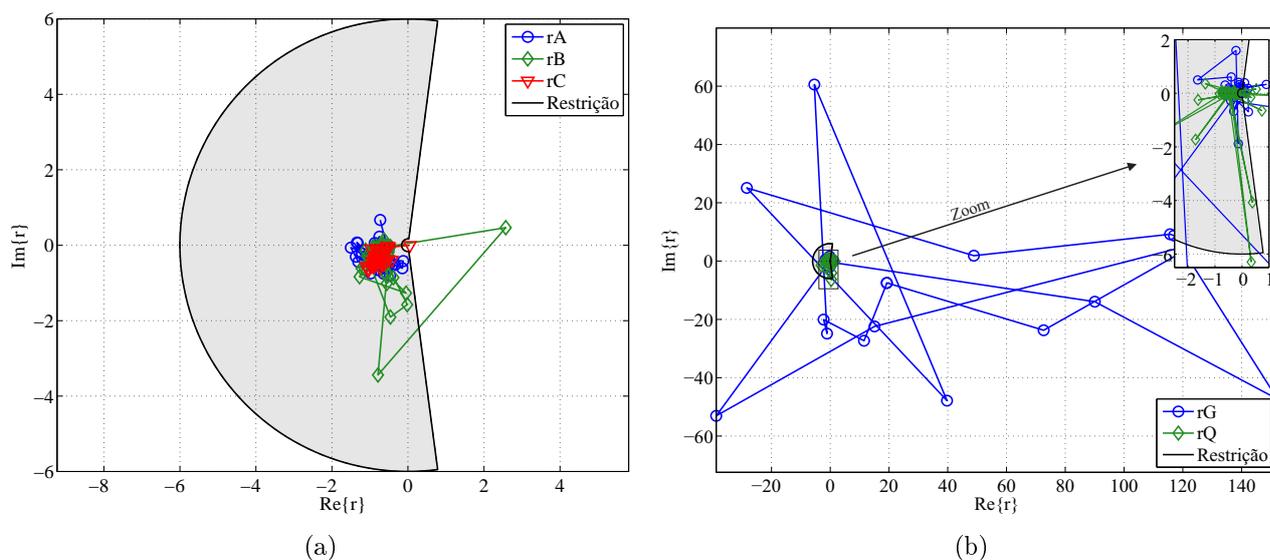


Figura 5.29. Energização da linha pelo terminal S . Plano alfa: (a) Fase; (b) Sequência.

assim como os de sequência negativa. Contudo, em todas as unidades, principalmente na 87LG, há valores na zona de atuação, mostrando, que mesmo com a remoção de corrente capacitiva, o plano- α não é seguro durante esta manobra. Ressalta-se, no entanto, que as lógicas de proteção implementadas garantem que, durante a energização, a corrente diferencial de nenhuma unidade seja atingida, evitando a verificação no plano- α , tornando irrelevantes as trajetórias apresentadas nesta condição.

5.2.7 Resumo da Operação do Relé

A Tabela 5.5 resume os resultados do desempenho do esquema de proteção para os casos pontuais simulados. A coluna *Pick-up* contém a conclusão obtida em alguns dos casos em relação à escolha do pick-up para as unidades diferenciais.

Constata-se dos resultados apresentados que o esquema de proteção implementado não opera corretamente apenas no caso 4. As unidade de fase deixam de atuar, pois o plano- α deixa de ser sensibilizado, enquanto as unidades de sequência, mesmo com a clara indicação de falta pelo do plano- α , não detectam o defeito devido ao elevado *pick-up*. Conclui-se que a redução deste parâmetro do esquema de proteção não só é recomendada como é necessária para que a proteção apresente um desempenho adequado em todos os casos avaliados.

Tabela 5.5. Resumo dos casos pontuais

Caso	Descrição	Atuação					<i>Pick-up</i>
		87LA	87LB	87LC	87LG	87LG	
1	Regime normal de operação	–	–	–	–	–	Reduzir <i>pick-up</i> de fase
2	Falta trifásica, $R_F = 0 \Omega$, 50%	✓	✓	✓	–	–	–
3	Falta monofásica AT, $R_F = 0 \Omega$, 10%	✓	–	–	✓	✓	–
4	Falta monofásica AT, $R_F = 200 \Omega$, 50%	–	–	–	–	–	Reduzir <i>pick-up</i> de sequência
5	Falta trifásica externa, TC saturado	–	–	–	–	–	Reduzir <i>pick-up</i> de sequência
6	Energização pelo terminal S	–	–	–	–	–	Reduzir <i>pick-up</i> de fase e sequência

5.3 ANÁLISES DE SENSIBILIDADE PARAMÉTRICA

Com estas análises, busca-se verificar o comportamento dos quocientes no plano- α em regime permanente de curto-circuito mediante a variação de parâmetros de falta, possibilitando observações mais apuradas à cerca dos ajustes escolhidos para o relé, baseadas em uma variedade muito maior de condições de falta. Estas simulações são efetuadas de forma análoga àquelas apresentadas na Seção 3.8, porém são realizadas a partir dos sinais fornecidos pelo ATP. Estes

passam pelo processamento de sinais do relé, algoritmos de remoção da corrente capacitiva e estimação de fasores, todos fontes das possíveis diferenças entre os resultados obtidos. Serão plotados gráficos do plano- β , pois este apresenta trajetórias visualmente mais expressivas e que representam de forma idêntica os resultados do plano- α .

Para efetuar as análises paramétricas, define-se um caso base do ATP, configurado para fornecer as saídas desejadas no formato COMTRADE em arquivos de texto. Utiliza-se, no desenvolvimento deste caso, a rotina \$PARAMETER para parametrizar variáveis como módulo, ângulo e SIR das fontes, tipo de falta, resistências de falta, local de aplicação falta, instante de aplicação, entre outros. Por meio de uma planilha do software EXCEL, replica-se o caso base com alterações nas variáveis de interesse, gerando um banco de arquivos ATP para cada caso. Estes são simulados de uma só vez através de uma rotina .bat que automatiza a operação. Por fim, os resultados são lidos e plotados por meio do MATLAB. Nas Seções seguintes, o SIR das fontes será idêntico e igual a 0.3, a menos que seja dito o contrário. Foram avaliadas as seguintes condições que totalizam 5446 casos simulados:

1. Erros na correção do atraso de comunicação;
2. A influência da resistência e da localização da falta ;
3. A influência do carregamento;
4. A influência da força das fontes.

5.3.1 Erros de Sincronização de Dados

Para verificar o efeito do atraso de comunicação sobre os pontos no plano- β , foram avaliados dois casos com atrasos variando de 1 ms a 10 ms: o regime-permanente sem falta e uma falta monofásica AT na metade da linha com $R_F = 0 \Omega$. Esta condição representa que o método de sincronização aplicado está, de alguma forma, falhando e, como consequência, os fasores estão sendo pareados de maneira inadequada.

Tendo em vista o período de amostragem de aproximadamente 1,042 ms, os erros de sincronismo são de aproximadamente uma amostra por milissegundo, correspondendo à 21,6° de rotação dos quocientes. É importante mencionar que atrasos da ordem de 5 ms são bastante incomuns, de forma que, acima deste valor, os resultados tem o intuito de ressaltar o padrão de evolução dos quocientes no plano (TZIOUVARAS *et al.*, 2001). As Figuras 5.30(a) e 5.30(b)

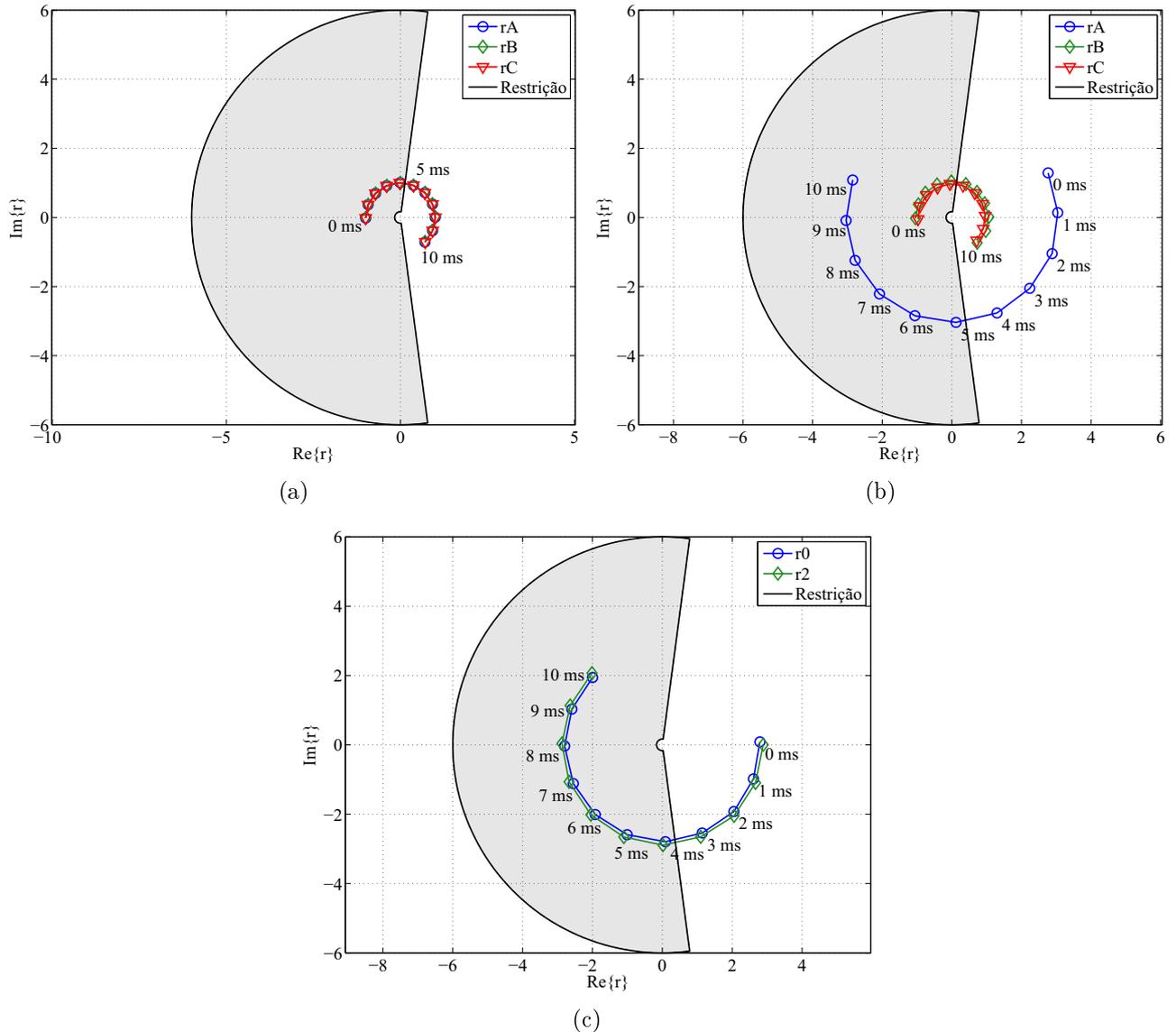


Figura 5.30. Erros devido à comunicação. (a) Caso sem falta, unidades de fase. Falta monofásica AT: (b) unidades de fase; (c) unidades de sequência.

apresentam as unidades de fase para os casos sem falta e com falta, respectivamente. Cada ponto representa um valor de regime permanente com atrasos crescentes, partindo do caso sem erros, indicado nas figuras.

Observa-se que, à medida que o erro aumenta, as fases sãs se movem seguindo a trajetória de uma circunferência na direção da região de atuação, enquanto a fase afetada caminha da mesma forma na direção da zona de restrição. Nota-se na Figura 5.30(a), que, após 8 ms de atraso, o quociente das fases rotacionou 180° , como era esperado, visto que $8 \cdot 21,6^\circ \approx 180^\circ$. Em ambos os casos, ocorre a atuação ou restrição indevida após 5 ms de erro. As unidades de sequência são apresentadas na Figura 5.30(c) para o caso com falta. Os efeitos nas unidades de

sequência são semelhantes, porém, um pouco mais severos. Nesta falta, por exemplo, apenas 4 ms são necessários para dessensibilizá-las, contra os 5 ms para as unidades de fase.

Os erros de sincronismo são críticos para a proteção, pois, como será mostrado na Seção 5.3.3, a depender do carregamento do sistema, a localização dos quocientes no regime permanente de falta pode ser mais próxima dos limites da zona de restrição. Esta situação, em conjunto com os erros de comunicação, pode dessensibilizar o relé para faltas internas, ou mesmo causar atuações indevidas para faltas externas com mais facilidade em sistemas sem compensação de corrente capacitiva.

5.3.2 Variação da Resistência e do Local da Falta

Para esta simulação, varia-se a localização da falta e a resistência de falta, como indicado na Tabela 5.6. Cada caso foi simulado com uma abertura angular de 10° de carregamento. Ressalta-se que ao variar R_F são utilizados valores muito elevados intencionalmente, para que se observe o comportamento das trajetórias e das correntes diferenciais. Deste ponto de vista, resistências acima de 200Ω para faltas que envolvam a terra e 100Ω para faltas entre fases são consideradas incomuns (ANDRADE; SORRENTINO, 2010).

Tabela 5.6. Resumo dos casos simulados. Variação do local e da resistência de falta.

Variáveis da Simulação	Valores Escolhidos
Local da Falta (% da linha)	10 a 90. Passo: 10
Resistência de Falta (Ω)	Fase-Fase: 0 a 200. Passo: 5 Fase-Terra: 0 a 1000. Passo: 25
Tipo de Falta	AT-BC-BCT-ABC

A Figura 5.31 apresenta as correntes diferenciais de fase e de sequência durante o regime permanente de uma falta monofásica AT na metade da linha. Percebe-se que a perda de sensibilidade em função do *pick-up* ocorre com 275Ω de resistência de falta para as unidades de fase e a partir de 175Ω para as de sequência. Novamente destaca-se que, para estes ajustes, as unidades 87LQ e 87LG deixam de detectar o defeito antes das unidades de fase, assim como foi observado na análise da Seção 5.2.4. Adicionalmente, verifica-se que, para a maior parte das falta resistivas aplicadas, a proteção não atuaria, sugerindo que a redução do *pick-up* acarretaria

em maior sensibilidade para o esquema diferencial.

Os planos- α exibidos na Figura 5.32, para todas as unidades, mostram a trajetória dos quocientes resultante do aumento da resistência de falta. Primeiramente, verifica-se que a variação deste parâmetro pouco afeta as unidades de sequência, que se mantêm estáveis próximas ao ponto (1,0). Isto ocorre, pois estas unidades dependem apenas das impedâncias do sistema e a falta ocorre na metade da linha, que possui fontes idênticas. As fases são restringidas corretamente e independentemente do valor de R_F , ao passo que a fase A apresenta uma trajetória circular, que entra na zona de restrição impedindo a detecção da falta a partir de 200Ω . Esta trajetória depende sobremaneira de fatores como a porcentagem da linha em que o defeito ocorre e do SIR das fontes, podendo alterar consideravelmente o valor de R_F que dessensibiliza as unidades diferenciais, como será mostrado adiante. Todos os comportamentos apresentados

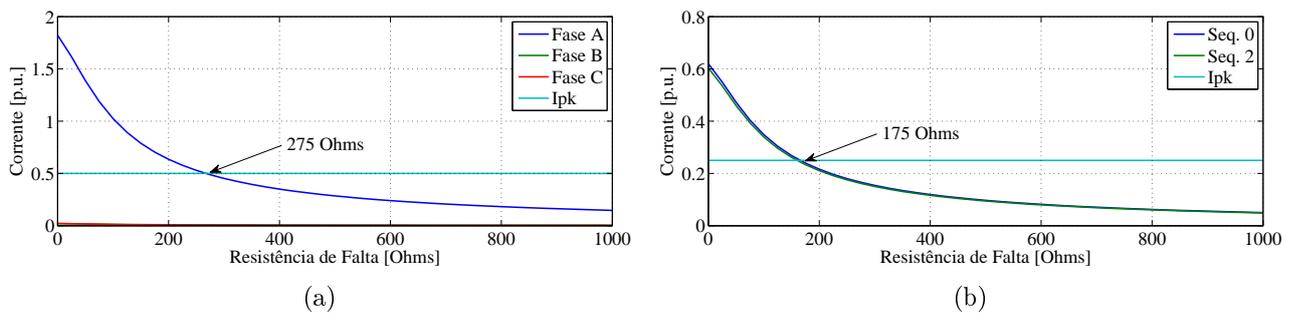


Figura 5.31. Falta AT na metade da linha, com variação da resistência de falta. Corrente diferencial: (a) Fase; (b) Sequência.

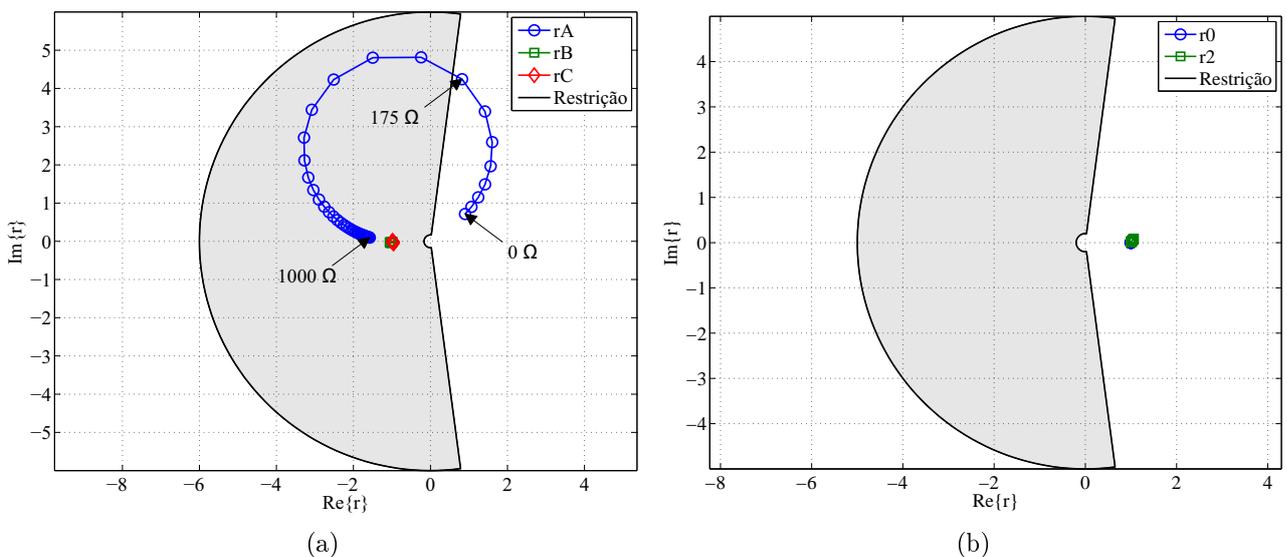


Figura 5.32. Falta AT na metade da linha, com variação da resistência de falta. Plano- α : (a) Fase; (b) Sequência.

estão de acordo com o esperado e vão de encontro às análises apresentadas na Seção 3.8.

Ao variar a posição da falta, manteve-se R_F constante e igual a zero. As Figuras 5.33 mostram que a corrente diferencial de fase varia em torno do 0,5 p.u. entre faltas na metade da linha e em suas extremidades, com um formato aproximadamente parabólico. Por outro lado, as correntes de sequência são menores e menos sensíveis à alteração deste parâmetro, exibindo aproximadamente 0,2 p.u. de diferença entre seus valores máximos e mínimos. Verifica-se, na Figura 5.34(a), que o local da falta altera o módulo dos quocientes das unidades de fase de maneira aproximadamente linear, com sua redução à medida que a falta se aproxima do terminal R . Este comportamento ocorre pois, no plano- β , o quociente é a razão entre as correntes local e corrente remota. Assim, quanto maior a contribuição do terminal remoto, menor o valor de r . O mesmo é válido para as unidades de sequência exibidas na Figura 5.34(b). Porém, como

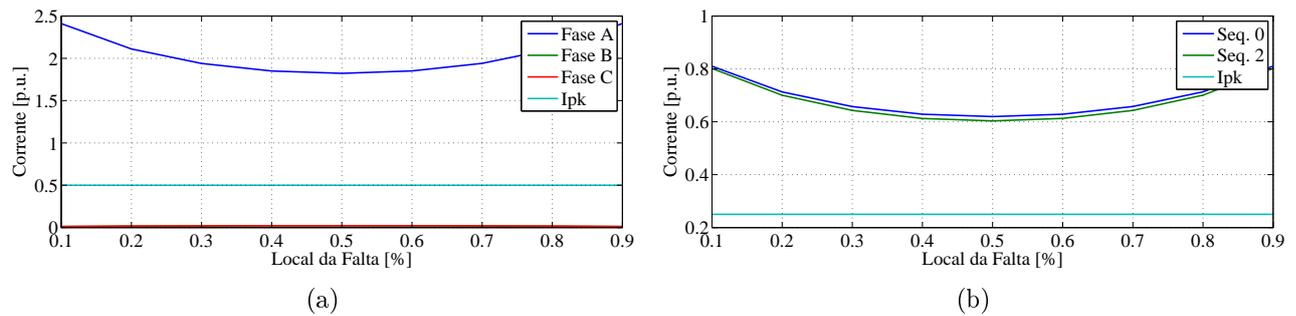


Figura 5.33. Falta AT com variação do local da falta e $R_F = 0 \Omega$. Corrente diferencial: (a) Fase; (b) Sequência.

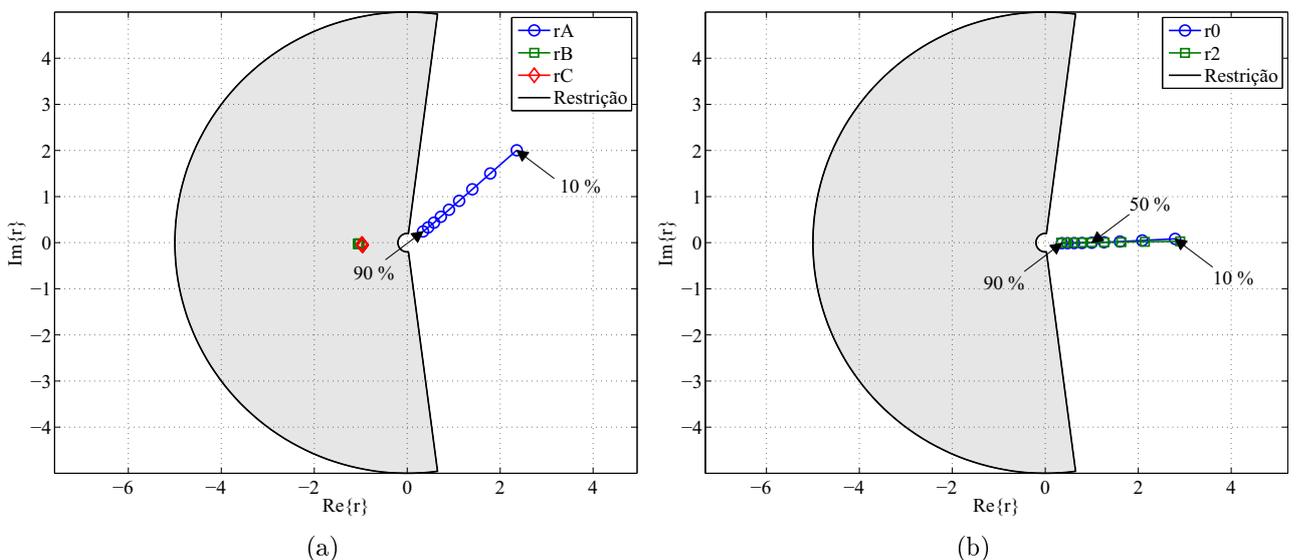


Figura 5.34. Falta AT com variação do local da falta e $R_F = 0 \Omega$. Plano- α : (a) Fase; (b) Sequência.

estas não dependem da corrente de carga, sua trajetória acompanha o eixo real. Note que com a falta na metade da linha o r localiza-se em $(1,0)$.

Os efeitos conjuntos da variação da resistência e do local da falta são apresentados na Figura 5.35 em 10%, 50% e 90% da linha de transmissão, para os quatro tipos de falta simulados. Exibe-se apenas uma fase afetada para cada caso, uma vez que as fases sãs permanecem próximas ao ponto $(-1,0)$. Ao observar o caso trifásico na Figura 5.35(a), fica evidente como a resistência de falta afeta as trajetórias de fase de forma diferente a depender do local onde a falta ocorre, mas sempre se distanciando do ponto ideal de falta. Na falta bifásica da Figura 5.35(b) o comportamento é intensificado e nota-se que as trajetórias resultantes são circulares, chegando

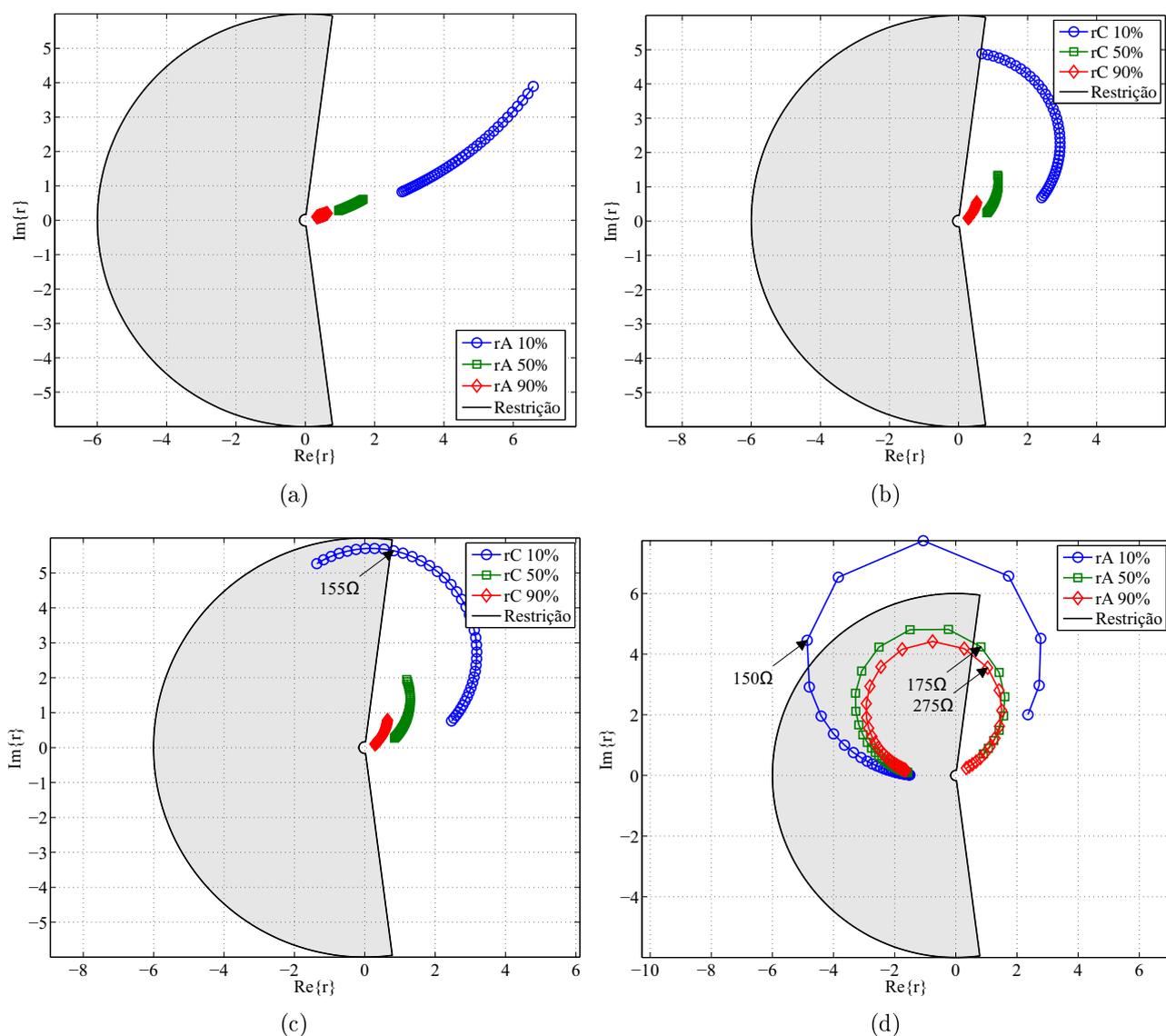


Figura 5.35. Plano- α com variação do local da falta e R_F . (a) Falta trifásica; (b) Falta bifásica BC. (c) Falta bifásica BCT. (d) Falta monofásica AT.

próximo à perda de sensibilidade nos 200 Ω , para a falta em 10% da linha. Para este mesmo local de falta, a partir de 160 Ω , a trajetória da falta bifásica para a terra entra na zona de restrição, dessensibilizando a unidade de fase para este defeito. A falta monofásica é a mais influenciada pela variação de R_F , perdendo a capacidade de detectar a falta para as três localizações.

A dessensibilização das unidades de fase ocorre a partir de diferentes valores de R_F em função do local de aplicação da falta, como indicado na Figura 5.35(d). A maior resistência de falta que permite a identificação do defeito, neste caso, aumenta de 150 Ω , para faltas em 10% da linha, até 275 Ω em 90% da linha, indicando que quanto distante do terminal S mais sensíveis as unidades diferenciais. Dos casos apresentados na Figura 5.35, depreende-se que o aumento de R_F leva as trajetórias na direção do ponto de estabilidade sem faltas $(-1,0)$ em consequência da redução das correntes de falta, o mesmo motivo pelo qual a falta monofásica é mais afetada por este parâmetro.

5.3.3 Variação do Carregamento

Para verificar a influência da corrente de carga sobre trajetórias do plano- β e sobre a resistência de falta, foram simulados casos apresentados na tabela Tabela 5.7.

Tabela 5.7. Resumo dos casos simulados. Variação do carregamento.

Variáveis da Simulação	Valores Escolhidos
Ângulo de carregamento ($^\circ$)	-90 a 90. Passo: 5
Resistência de Falta (Ω)	Fase-Fase: 0 a 200. Passo: 10 Fase-Terra: 0 a 1000. Passo: 50
Tipo de Falta	AT-BC-BCT-ABC

O procedimento escolhido para realizar este conjunto de simulações segue os passos descritos à seguir:

1. Primeiramente, simulou-se um sistema controlado sem equivalentes de Thèvenin das fontes ($SIR=0$). As tensões da fontes S e R foram definidas em $500\sqrt{3}$ kV e $500\sqrt{3}\angle\theta$ kV, respectivamente. Variando-se θ , obteve-se a corrente de carga resultante para cada caso.
2. Para simular um sistema completo com um dos carregamento obtidos no caso controlado, deve-se escolher uma combinação de SIR para as fontes e um valor de θ . Como as tensões

nas barras S e R são conhecidas ($500\sqrt{3}$ kV e $500\sqrt{3}\angle\theta$ kV), é possível calcular novos parâmetros para as fontes de tensão que forneçam a corrente carga escolhida. Uma rotina do MATLAB pode gerar esses dados para todas as combinações desejadas de SIR e θ .

3. Os dados são inseridos na planilha do EXCEL que gera o banco de casos do ATP. Sua simulação, permite avaliar a influência da corrente de carga no sistema do sistema. Neste caso, definiu-se $SIR_S = SIR_R = 0,3$.

Vale ressaltar que, apesar de terem sido simulados ângulos de carregamento variando de -90° a 90° , valores típicos para parâmetro variam entre 30° e 40° , sendo que situações de contingência podem causar a operação em ângulos mais elevados (SAADAT, 2010)

A primeira análise consiste em avaliar o comportamento das correntes diferenciais em função do carregamento do sistema. Os módulos dos fasores de corrente de fase e sequência, para uma falta monofásica AT na metade da linha com $R_F = 0 \Omega$, são apresentados na Figura 5.36. Percebe-se que, para os ambos tipos de unidade, o comportamento é semelhante: o aumento da corrente de carga, reduz a corrente diferencial durante a falta. Isto acontece pois a corrente de falta depende de tensão de pré-falta no local do defeito, que diminui à medida que a corrente de carga aumenta, de forma análoga ao observado na (3.39) para uma linha curta. Nota-se também que o sentido da corrente de carga ($\theta > 0$ ou $\theta < 0$), não altera o comportamento obtido, e que o resultado para ângulos recíprocos é muito próximo.

Uma grande abertura angular entre as barras faz com que a corrente de carga se torne cada vez mais predominante sobre as correntes de curto-circuito, levando os quocientes do plano- β na direção do ponto ideal de restrição, como mostra a Figura 5.37(a). Verifica-se que as unidades de fase apresentam grande dependência em relação à corrente de carga, uma vez que a partir de 25° perdem a capacidade de detectar o defeito monofásico. Observa-se também que, quando não há corrente de carga no sistema ($\theta = 0$), as fases sãs se deslocam para o ponto (1,0), indicando falta indevidamente. Isto se dá, pois a corrente capacitiva não é completamente removida, restando como única corrente entrando na linha nestas fases. Porém, como, neste caso, a corrente diferencial destas fases é praticamente zero, não há risco para a segurança da proteção. As unidades de sequência apresentam o comportamento esperado, efetuado a detecção para todos os casos, visto que não apresentam corrente de carga.

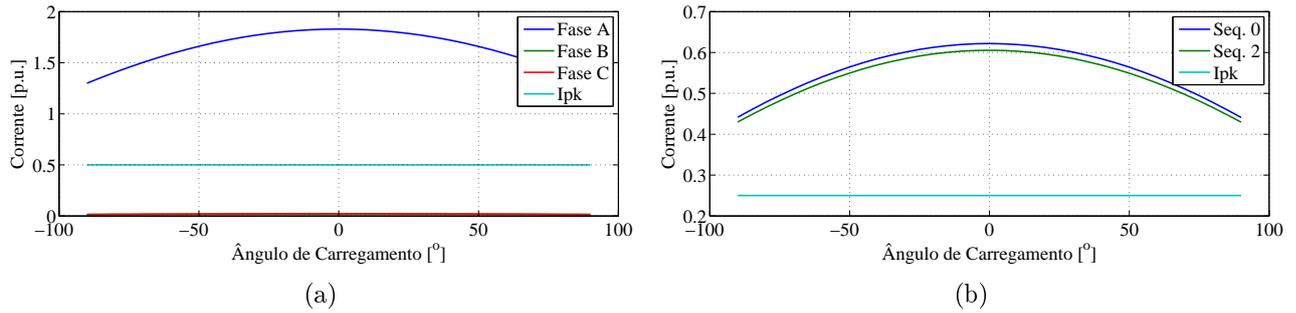


Figura 5.36. Falta AT na metade da linha, com variação do carregamento. Corrente diferencial: (a) Fase; (b) Sequência.

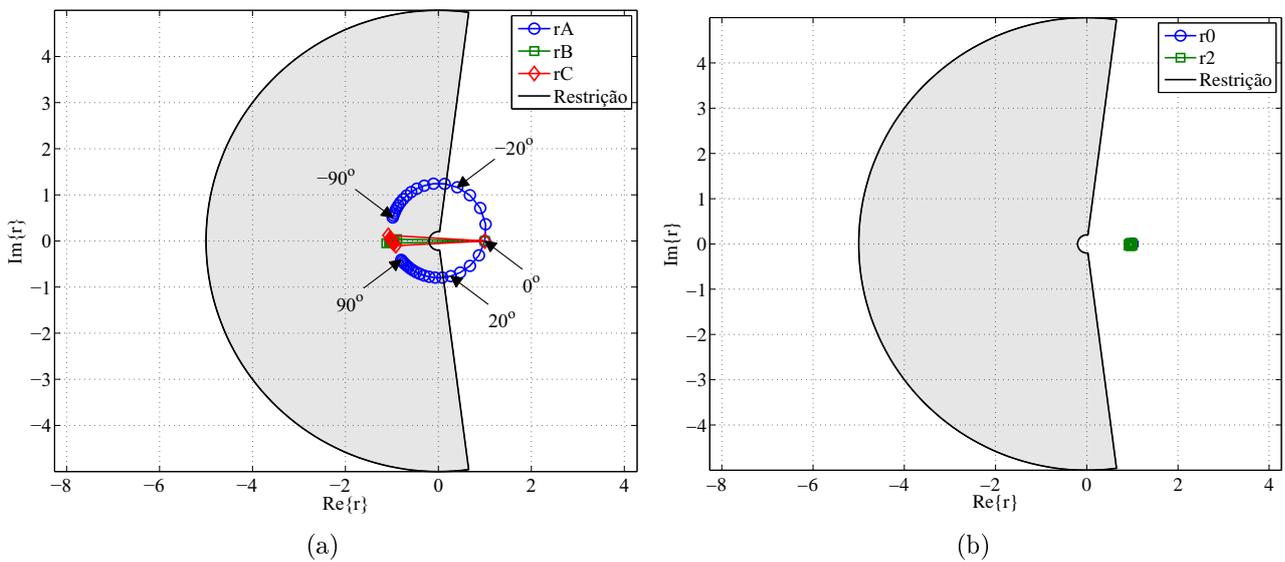


Figura 5.37. Falta AT na metade da linha, com variação do carregamento. Plano- α : (a) Fase; (b) Sequência.

A Figura 5.38 mostra a variação simultânea do carregamento e de R_F , para os quatro tipos de falta realizadas na metade da linha. Depreende-se da Figura 5.38(a) que o aumento de R_F intensifica a influência do carregamento sobre as trajetórias, como evidenciado pela diminuição no ângulo que causa a perda de sensibilidade das unidades de fase de -55° para -25° nos casos com mais R_F . Este comportamento é coerente, visto que quanto menor a corrente de falta, mais facilmente o carregamento leva as trajetórias para a zona de restrição. Comparando-se o menor ângulo que permite a detecção do defeito, para o mesmo valor de R_F , verifica-se, novamente, que a menor severidade do curto-circuito, diminui efeitos da variação do ângulo de carga devido ao aumento das correntes de falta. Por exemplo, para $R_F = 200 \Omega$, os valores de θ são -50° , -40° , -35° e -5° para as faltas ABC, BC, BCT e AT, respectivamente. Percebe-se que no plano- β o sentido da corrente fornece resultados idênticos para ângulos recíprocos, no

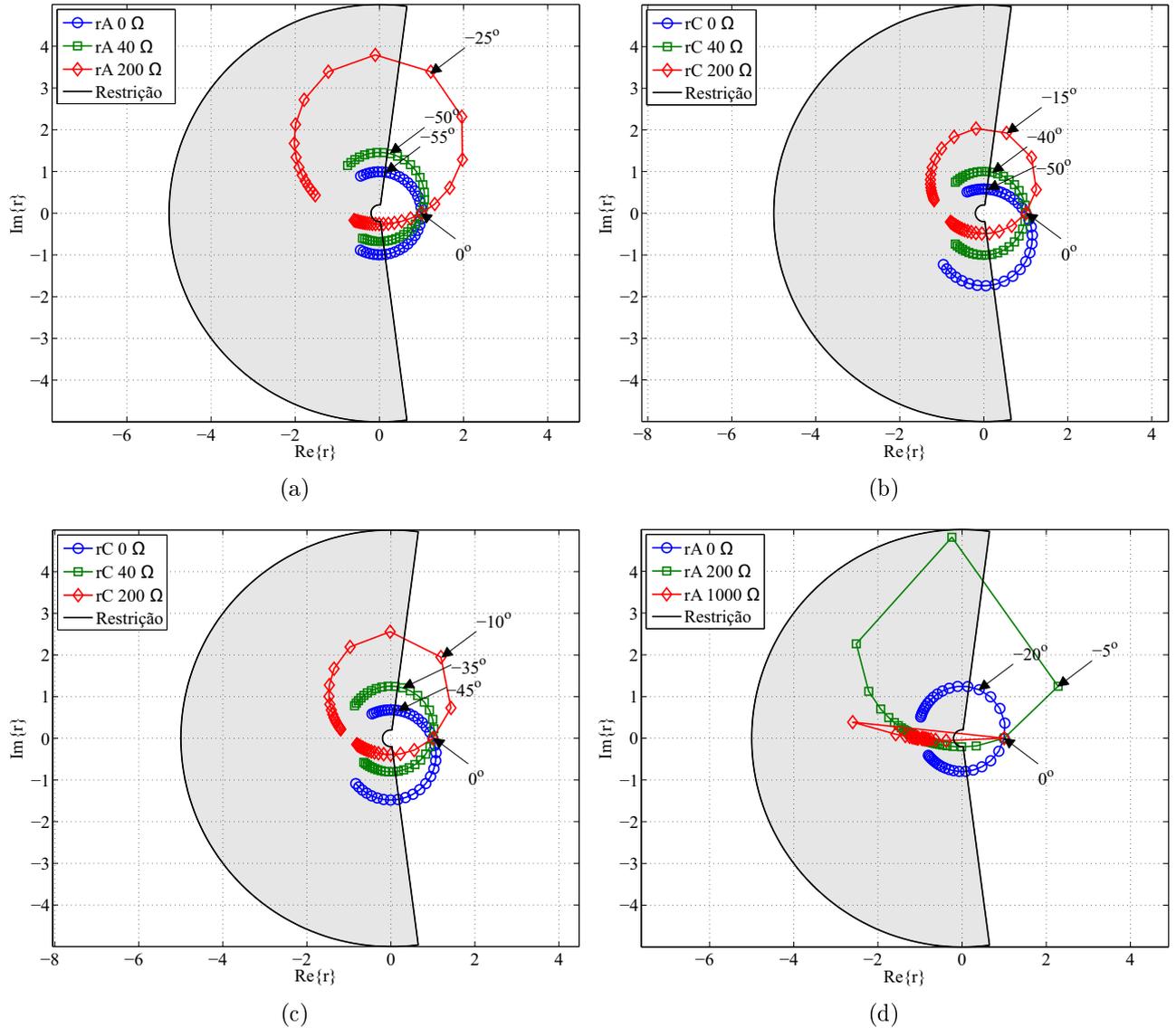


Figura 5.38. Plano- α com variação do carregamento e R_F . (a) Falta trifásica; (b) Falta bifásica BC. (c) Falta bifásica BCT. (d) Falta monofásica AT.

sentido de limitar a capacidade de detecção de curto-circuitos.

5.3.4 Variação do SIR das Fontes

Esta última análise permite que a influência da força das fontes nas trajetórias do plano- β seja observada. Para isso, varia-se o SIR de uma das fontes, mantendo-se constante o SIR do terminal oposto e o carregamento da linha de transmissão. O procedimento é semelhante ao da variação de θ , com a diferença que a rotina do MATLAB é usada para variar o SIR de um dos terminais. Nestas simulações, os parâmetros fixos são: $SIR_S = 0.3$ e $\theta = 10^\circ$. Os casos

simulados são apresentados na Tabela 5.8:

Tabela 5.8. Resumo dos casos simulados. Variação do SIR remoto.

Variáveis da Simulação	Valores Escolhidos
SIR_R	0.1, 0.3, ..., 0.9 e 1, 3, ..., 9
Resistência de Falta (Ω)	Fase-Fase: 0 a 200. Passo: 10 Fase-Terra: 0 a 1000. Passo: 50
Tipo de Falta	AT-BC-BCT-ABC

O aumento do SIR de uma fonte diminui sua contribuição para faltas na linha, reduzindo a corrente diferencial durante faltas internas, como mostrado na Figura 5.39, para as unidades de fase e de sequência. Entretanto, não há perda de sensibilidade por parte de nenhuma delas, apenas a aproximação do *pick-up* das unidades de sequência. Ressalta-se que, para uma linha longa como a usada neste trabalho, $SIR = 1$ é suficiente para caracterizar uma fonte como fraca. Neste sistema, uma falta em um dos terminais representa a impedância de duas linhas de 300 km até o local da falta. Verifica-se na Figura 5.39 que, quando o valor de $SIR = 1$, ainda há uma margem significativa até que o *pick-up* das unidades diferenciais seja ultrapassado.

No plano- β da Figura 5.40(a), as unidades de fase sãs não apresentam alteração relevante, uma vez a corrente de carga se mantém constante, fazendo com que a força das fontes afetem, principalmente, as correntes de falta. Por outro lado, a fase afetada demonstra uma rotação semelhante àquelas obtidas com a variação do carregamento e de R_F , devido à diminuição da corrente de falta total, bem como da contribuição do terminal remoto.

Com relação às unidades de sequência, era esperado que os quocientes exibidos na Figura 5.40(b) tendessem ao infinito à medida que a fonte remota ficasse mais fraca. A trajetória de sequência negativa se comporta como esperado, enquanto os quocientes de sequência zero

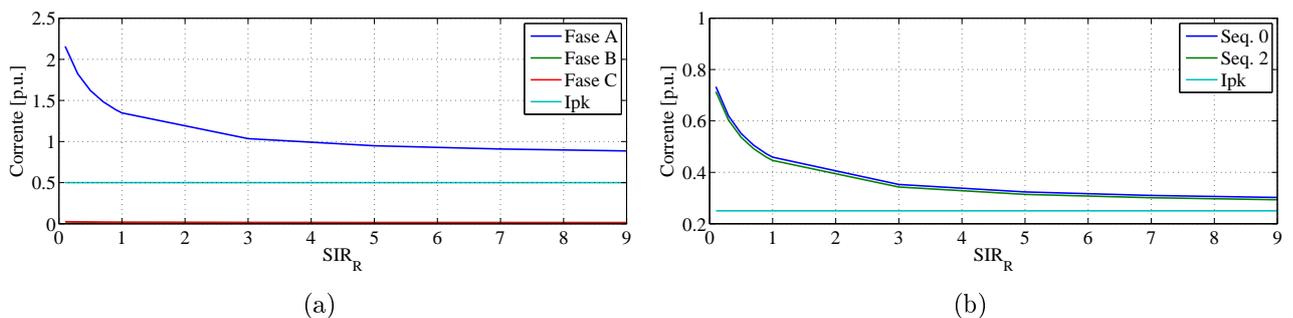


Figura 5.39. Falta AT na metade da linha, com variação do SIR_R . Corrente diferencial: (a) Fase; (b) Sequência.

desenvolvem uma rotação tendendo à entrar na zona de restrição. A remoção de corrente capacitiva altera a trajetória das unidades de sequência em relação ao SIR ao inserir a tensão no cálculo das correntes de cada terminal. Componentes capacitivas de sequência, geradas durante faltas assimétricas, não são removidas e tornam-se predominantes com o enfraquecimento da fonte remota, forçando a trajetória para a região de restrição. A título de ilustração, nas Figuras 5.40(c) e 5.40(d), esta mesma falta monofásica foi simulada extrapolando o SIR da fonte remota até 29 com e sem a remoção de corrente capacitiva, respectivamente. Os resultados do caso com compensação mostram que a trajetória de sequência negativa também vai em direção da zona de restrição com o aumento do SIR_R . Ao desabilitar a compensação, ambas unidades de sequência deixam de rotacionar se mantêm no semi-plano direito do plano- β .

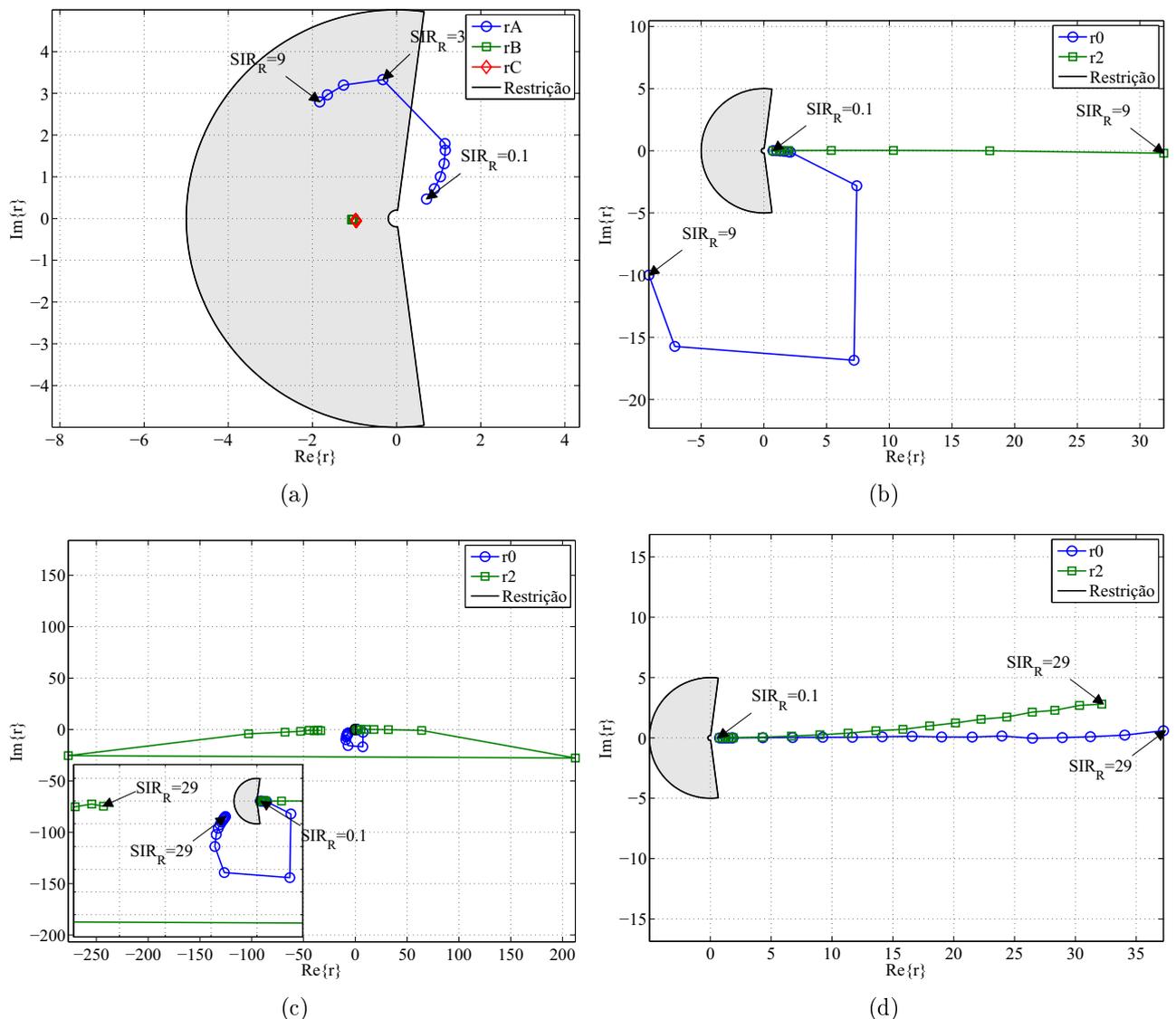


Figura 5.40. Falta AT na metade da linha, com variação do SIR_R . Plano- α : (a) Fase; (b) Sequência. (c) Sem corrente capacitiva, Sequência, SIR_R até 29. (d) Com corrente capacitiva, Sequência, SIR_R até 29.

Apesar da alteração das trajetórias, valores muito elevados de SIR não foram capazes de prejudicar o desempenho do esquema de proteção indicando este comportamento inesperado não deve descartar a aplicação do algoritmo de remoção.

Ao variar a força da fonte remota juntamente com a resistência de falta, obtêm-se os gráficos da Figura 5.41, que exibem a rotação dos quocientes tendendo ao ponto ideal de restrição. Os resultados demonstram que os efeitos do aumento do SIR_R são intensificados pelo aumento de R_F , uma vez que em ambos reduzem as componentes de falta. A falta trifásica não chega a entrar na zona de restrição, mesmo para a mais elevada resistência de falta. Durante o curto entre as fases B e C, o relé perde a sensibilidade com $SIR_R = 3$ apenas no caso em que

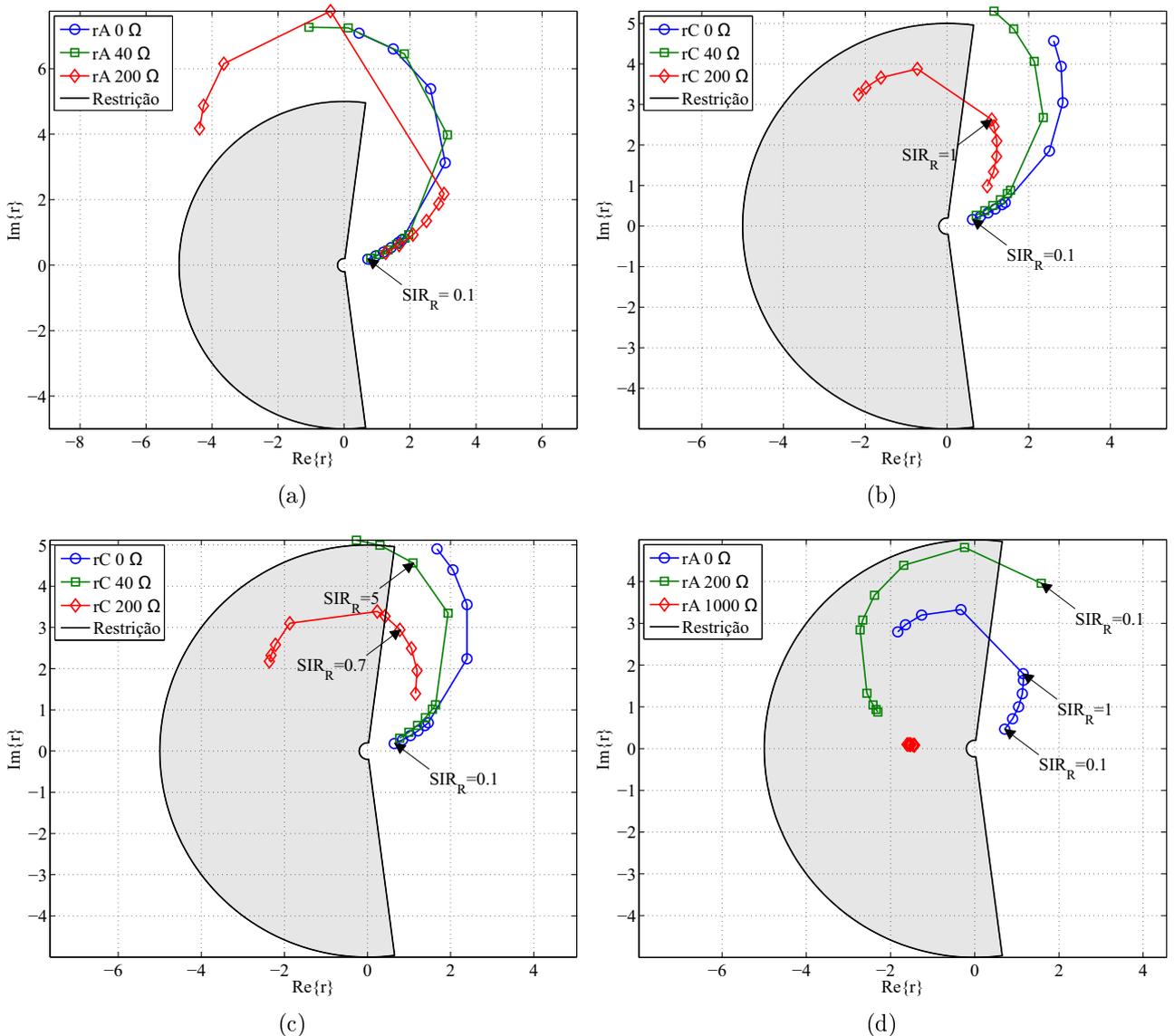


Figura 5.41. Plano- α com variação do SIR_R e R_F . (a) Falta trifásica; (b) Falta bifásica BC. (c) Falta bifásica BCT. (d) Falta monofásica AT.

$R_F = 1000 \Omega$. Na falta BCT, este valor é reduzido para $SIR_R = 0,7$ com máximo R_F . Além disso, quando $R_F = 200 \Omega$, a trajetória entra e sai da zona de restrição ao mudar de $SIR_R = 5$ para $SIR_R = 7$. A falta AT não apresenta sensibilidade ao defeito com $R_F = 1000 \Omega$ e restringe indevidamente com $R_F = 200 \Omega$ e $R_F = 0 \Omega$ para valores de SIR_R maiores que 0,1 e 1, respectivamente. Mais uma vez, observa-se que o curto-circuito monofásico é mais afetado pelos parâmetros do sistema e de falta devido ao reduzido nível de corrente gerado.

5.3.5 Resumo da Análise de Sensibilidade Paramétrica

A Tabela 5.9 resume os resultados obtidos com as avaliações paramétricas de regime permanente para a falta monofásica. Os casos em que as trajetórias entram na zona de restrição estão marcados com um \times .

Tabela 5.9. Resumo dos casos monofásicos em regime permanente

Caso	Descrição	<i>Pick-up</i> ultrapassado?	Trajetória da fase afetada	
			Fase	Sequência
1	Atraso de comunicação	não	circular \times	circular \times
2.1	Varia R_F	sim	circular \times	estável
2.2	Varia local de falta	não	reta	reta
3	Varia carregamento	não	circular \times	estável
4	Varia SIR_R	não	circular \times	*

\times entra na zona de restrição.

* não é uma circunferência, mas há uma rotação levando os quocientes ao semi-plano esquerdo.

As análises paramétricas permitem algumas conclusões sobre o comportamento das unidades diferenciais. Primeiramente, grande importância deve ser dada ao algoritmo usado para realizar a sincronização dos fasores, visto que erros nesta etapa foram os únicos capazes de causar a atuação indevida das unidades de fase e a restrição indevida das unidades de sequência. Feita esta consideração, a operação das unidades diferenciais se mostra muito segura, sem nenhuma outra atuação indesejada, mesmo após a variação de todos os parâmetros avaliados. Entretanto, a confiabilidade e sensibilidade das unidades de fase é extremamente prejudicada pela alteração

destes parâmetros, deixando de atuar em algum momento, para todos os casos simulados, com exceção da variação do local da falta. Este comportamento é diferente durante faltas trifásica, quando a atuação destas unidades só deixa de acontecer diante de um carregamento muito elevado, com um ângulo de carga de mais de 50° , para faltas com R_F pequeno. Por outro lado, as unidades de sequência apresentam excelente desempenho, que proporciona elevada sensibilidade e confiabilidade. Não há perda de sensibilidade em nenhum dos casos simulados, nos quais os quocientes permanecem parados próximos de (1,0). Apenas a variação do SIR e do ponto da falta geram uma trajetória propriamente dita, comprovando sua dependência exclusiva das impedâncias do sistema.

CONCLUSÃO E PROPOSTAS

Neste trabalho foi desenvolvido e implementado o modelo do relé digital de proteção diferencial para aplicação a linhas de transmissão. Utilizou-se o método de detecção baseado no plano- α , com uma característica de restrição variante da tradicional circular, por apresentar algumas vantagens em relação a mesma. Adicionalmente, aplicou-se a técnica do PAG, que flexibiliza o plano- α para o uso com linhas de múltiplos terminais e permite a manipulação das correntes diferencial e de restrição com o objetivo de elevar a segurança do esquema de proteção. Um método de compensação de corrente capacitiva foi adotado, melhorando mais ainda a segurança da proteção, principalmente durante a operação normal, faltas externas e energização. A união de todas estas funções culmina na detecção de faltas através da teoria dos comparadores, que se mostrou bastante adequada por sua simplicidade e por fornecer resultados de fácil interpretação.

Realizou-se uma revisão teórica, buscando introduzir os conceitos aplicados nas simulações de forma a possibilitar o seu entendimento, bem como o da análise dos resultados. O ATP em conjunto com a MODELS, confirmaram-se como ferramentas de elevada importância na simulação, modelagem e interpretação da dinâmica entre o sistema elétrico de potência e o método de proteção analisado. De fato, a análise em malha fechada e uma grande flexibilidade de programação, proporcionadas pelo uso da MODELS, facilitaram enormemente a organização das ideias, tanto para a elaboração do modelo do relé quanto para a explanação do seu conteúdo neste trabalho.

Por fim, foram realizadas análises transitórias e de regime permanente de casos relevantes para a proteção diferencial, nos quais foram observados o comportamento da corrente diferencial e dos quocientes do plano- α e do plano- β , os principais elementos na identificação de defeitos na zona protegida. Nos casos transitórios, a proteção diferencial eliminou os defeitos de forma rápida e eficiente, sempre dentro dos 100 ms especificados nos procedimentos de rede do ONS (ONS,

2011). Estas análises também evidenciaram a relevância dos cuidados com as unidades de fase e sequência, como as restrições adicionais e atraso de atuação, mostrando que a aplicação pura do conceito do plano- α resulta em atuações indevidas, prejudicando a segurança do esquema de proteção. Ademais, a visualização de variáveis durante todas as etapas, desde a aplicação da falta até a abertura dos disjuntores, é uma forma didática para compreender o funcionamento do esquema de proteção e do sistema de potência durante faltas e manobras específicas.

Concluiu-se das avaliações paramétricas que a sensibilidade das unidades de fase é muito prejudicada por fatores que reduzam as contribuições de curto-circuito, enquanto as unidades de sequência mantêm a correta atuação, mesmo nos casos mais críticos de carregamento e resistências de falta. Sua limitação se encontra no *pick-up* da corrente diferencial, que deve ser ajustado para garantir a segurança do esquema de proteção, impedindo a detecção de faltas com baixa correntes, mesmo que o plano- α as identifique corretamente. Destaca-se, também, a importância da correta sincronização das amostras, que pode limitar a sensibilidade, inclusive das unidades de sequência. As simulações revelaram que se deve realizar um estudo cuidadoso do sistema protegido, visto que a escolha apropriada dos ajustes podem melhorar consideravelmente a segurança, confiabilidade e sensibilidade dos relés diferenciais.

Diversas melhorias podem ser feitas no modelo implementado, tanto na modelagem do relé quanto no esquema de proteção. Dentre elas, cita-se:

- Estudos envolvendo sistemas com múltiplos terminais e transformadores na mesma zona de proteção da linha de transmissão;
- Avaliação de linhas com compensação em série;
- Adaptação do modelo para linhas terminadas em disjuntores duplos;
- Desenvolvimento de uma lógica que permita a abertura monopolar dos disjuntores usando as variáveis de detecção T87LA, T87LB, T87LC, T87LG, T87LQ;
- Avaliar uma forma de proteção baseada nas correntes de fase com a remoção da corrente de pré-falta, visando torná-las tão sensíveis quanto as unidades de sequência.
- Análise do efeito da taxa de amostragem na compensação da corrente capacitiva.
- Avaliar o desempenho das diferenciais para diferentes esquemas de transposição.
- Análise dos benefícios das correções dos TCs e TPC no desempenho das unidades diferenciais.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ADAMIAK, M. G.; ALEXANDER, G. E.; PREMARLANI, W. A new approach to current differential protection for transmission lines. In: PROTECTIVE RELAYING COMMITTEE MEETING. Portsmouth, NH, 1998. Citado na página 11.
- AGGARWAL, R. K.; JOHNS, A. T. The development of a new high speed 3-terminal line protection scheme. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 1, n. 1, jan. 1986. Citado na página 10.
- ANDERSON, P. M. *Power System Protection*. Piscataway, New Jersey, EUA: John Wiley & Sons Inc., 1999. Citado 2 vezes nas páginas 3 and 19.
- ANDRADE, V. de; SORRENTINO, E. Typical expected values of the fault resistance in power systems. *Transmission & Distribution Conference and Exposition: Latin America*, 2010. Citado 2 vezes nas páginas 47 and 120.
- BENMOUYAL, G. *The Trajectories of Line Current Differential Faults in the Alpha Plane*. Schweitzer Engineering Laboratories Inc., Pullman, WA, 2005. Citado 7 vezes nas páginas 17, 18, 28, 37, 38, 44, and 45.
- BENMOUYAL, G.; LEE, T. *Securing Sequence-Current Differential Elements*. Schweitzer Engineering Laboratories Inc., Pullman, WA, 2004. Citado 4 vezes nas páginas 16, 29, 30, and 38.
- BENMOUYAL, G.; MOONEY, J. B. *Advanced Sequence Elements for Line Current Differential Protection*. Schweitzer Engineering Laboratories Inc., Pullman, WA, 2006. Citado na página 17.
- BENMOUYAL, G.; ROBERTS, J. *Superimposed Quantities: Their True Nature and Applications in Relays*. Schweitzer Engineering Laboratories Inc., Pullman, WA, 1999. Citado na página 45.
- BUI, L. X.; CASORIA, S.; MORIN, G.; REEVE, J. EMTP TACS-FORTRAN interface development for digital controls modeling. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 7, n. 1, feb. 1992. Citado na página 7.
- CARROLL, D.; DORFNER, J.; LEE, T.; FODERO, K.; HUNTLEY, C. Resolving digital line current differential relay security and dependability problems: A case history. In: 29th ANNUAL WESTERN PROTECTIVE RELAY CONFERENCE. Spokane, WA, 2002. Citado na página 16.
- CHAUDHARY, A. K. S.; KWA-SUR; PHADKE, A. G. Modeling and validation of a transformer differential relay in EMTP. In: IEEE INTERNATIONAL CONFERENCE ON SYSTEMS MAN AND CYBERNETIC. Chicago, IL, 1992. Citado na página 6.
- CIGRÉ WORKING GROUP B5.17. *Relay Software Models for Use with Electromagnetic Transient Analysis Programs*. [S.l.], 2006. Citado 2 vezes nas páginas 4 and 9.

- D'AJUZ, A. *Transitórios Elétricos e Coordenação de Isolamento – Aplicação em Sistemas de Potência de Alta Tensão*. Niterói. Universidade Federal Fluminense/EDUFF, RJ: Furnas, 1987. Citado 2 vezes nas páginas 64 and 73.
- DARWISH, H. A.; TAALAB, A. I.; ; AHMED, E. S. Investigation of power differential concept for line protection. *IEEE Transactions On Power Delivery*, v. 20, n. 2, 2005. Citado na página 12.
- DOMMEL, H. W. Digital computer solutions of electromagnetic transients in single and multiphase networks. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, PAS-88, n. 4, p. 388–399, abr. 1969. Citado na página 57.
- DUBE, L. *User Guide to Models in ATP*. USA, 1996. Citado na página 58.
- EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA. *Projeção da Demanda de Energia Elétrica*. Rio de Janeiro, 2011. Citado na página 1.
- ERNST, L. J.; HINMAN, W. L.; QUAM, D. H.; THORP, J. S. Charge comparison protection of transmission lines - relaying concepts. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 7, n. 4, oct. 1992. Citado 2 vezes nas páginas 11 and 15.
- ESPINOZA, R. G. F. *Análise de Proteção de Linhas de Transmissão Através de Relés Numéricos e Uso de Models Externos No ATP (Alternative Transient Program)*. 135 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) — UNESP: Universidade Estadual Paulista “Júlio De Mesquita Filho”, Ilha Solteira, SP, fev. 2011. Citado na página 9.
- FERRER, H. J. A.; SCHWEITZER III, E. O. *Modern Solutions for Protection, Control and Monitoring of Electric Power Systems*. USA: Schweitzer Engineering Laboratories, Inc., 2010. Citado na página 38.
- FILHO, J. A.; PEREIRA, M. P. *ATP – Alternative Transients Program: Curso Básico Sobre a Utilização do ATP*. CLAUÉ: Comitê Latino Americano de Usuários do EMTP/ATP, 1996. Citado na página 57.
- GAJIC, Z.; BRNCIC, I.; EINARSSON, T.; LUDQVIST, B. Practical experience from multiterminal line differential protection installations. In: RELAY PROTECTION AND SUBSTATION AUTOMATION OF MODERN POWER SYSTEMS. Cheboksary, Russia, 2007. Citado na página 12.
- GAJIC, Z.; BRNCIC, I.; RIOS, F. Experience with multiterminal line differential protection installed on series compensated, 400 kV line with fiveends. In: ACTUAL TRENDS IN DEVELOPMENT OF POWER SYSTEM PROTECTION AND AUTOMATION. Moscow, Russia, 2009. Citado na página 13.
- HALL, I.; BEAUMONT, P. G.; SHUTO, I.; SAGA, M.; OKUNO, K.; BABER, G. P.; ITO, H. New line current differential relay using gps synchronization. In: IEEE BOLOGNA POWER SYSTEM TECH CONFERENCE. Bologna, Italy: IEEE, 2003. Citado 2 vezes nas páginas 12 and 93.
- HART, D. G.; NOVOSEL, D.; SMITH, R. A. *Modified Cosine Filters*. Raleigh, NC: ABB Power T&D Company Inc., 2000. U.S. Patent 6,154,687. Citado na página 81.

- IEEE POWER SYSTEM RELAYING COMMITTEE. Transient response of current transformers. *IEEE Transactions on Power System Apparatus and Systems*, PAS-96, nov. 1977. Citado na página 39.
- IEEE POWER SYSTEM RELAYING COMMITTEE. *EMTP Reference Models for Transmission Line Relay Testing*. [S.l.], 2004. Citado 2 vezes nas páginas 63 and 64.
- IEEE POWER SYSTEM RELAYING COMMITTEE. *Understanding Microprocessor-Based Technology Applied to Relaying*. [S.l.], 2009. Citado 2 vezes nas páginas 71 and 72.
- IEEE STANDARDS ASSOCIATION. *C37.91-2000 – IEEE Guide for Protective Relay Applications to Power Transformers*. [S.l.], 2000. Disponível em: <<http://standards.ieee.org/findstds/standard/C37.91-2000.html>>. Citado na página 40.
- IEEE STANDARDS ASSOCIATION. *C37.94-2002 – Standard for N Times 64 Kilobit Per Second Optical Fiber Interfaces Between Teleprotection and Multiplexer Equipment*. [S.l.], 2002. Disponível em: <<http://standards.ieee.org/findstds/standard/C37.94-2002.html>>. Citado na página 16.
- JAEGER, R. C. Tutorial: Analog data acquisition technology. Part II: Analog-to-digital conversion. *IEEE Micro*, v. 2, n. 3, p. 46–57, ago. 1982. Citado na página 66.
- KASZTENNY, B.; BENMOUYAL, G.; ALTUVE, H. J.; FISCHER, N. *Tutorial on Operating Characteristics of Microprocessor-Based Multiterminal Line Current Differential Relays*. Wrocław University of Technology, Wrocław, Poland, 2013. Citado 4 vezes nas páginas 18, 31, 33, and 104.
- KASZTENNY, B.; FISCHER, N.; FODERO, K. *Communications and Data Synchronization for Line Current Differential Schemes*. Schweitzer Engineering Laboratories Inc., Pullman, WA, 2011. Citado 2 vezes nas páginas 14 and 63.
- KASZTENNY, B.; VOLOH, I.; ADAMIAK, M.; ZEEK, J. Application of current differential protection to tapped transmission lines. *GE Power Management*, 2010. Citado na página 13.
- KIM, C.-H.; LEE, M.-H.; AGGARWAL, R. K.; JOHNS, A. T. Educational use of EMTP MODELS for the study of a distance relaying algorithm for protecting transmission lines. *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 15, n. 1, feb. 2000. Citado na página 8.
- KINDERMANN, G. *Proteção de Sistemas Elétricos de Potência*. 2. ed. Santa Catarina: Edição do Autor, 2005. Citado na página 94.
- KREYSZIG, E. *Advanced Engineering Mathematics*. 10. ed. USA: John Wiley & Sons, Inc., 2011. Citado na página 36.
- KUNDUR, P. *Power System Stability and Control*. USA: McGraw-Hill, Inc., 1994. Citado na página 42.
- LATHI, B. P. *Modern Digital and Analog Communication Systems*. 3. ed. New York, USA: Oxford University Press, 1998. Citado na página 71.
- LEUVEN EMTP CENTER. *ATP – Alternative Transients Program: Rule Book*. Herverlee, Belgium, 1987. Citado 2 vezes nas páginas 57 and 64.

- LOBOS, T. Digital line differential protection using symmetrical components. *Electric Power Systems Research*, v. 22, jan. 1991. Citado na página 11.
- LUO, X.; KEZUNOVIC, M. Interactive protection system simulation using ATP MODELS and C++. *IEEE PES Transmission and Distribution Conference and Exhibition*, 2006. Citado na página 8.
- MASON, C. R. *The Art and Science of Protective Relaying*. New York, USA: John Wiley & Sons Inc., 1956. Citado na página 20.
- MCLAREN, P. G.; MUSTAPHI, K.; BENMOUYAL, G.; CHANO, S.; GIRGIS, A.; HENVILLE, C.; KEZUNOVIC, M.; KOJOVIC, L.; MARTTILA, R.; MEISINGER, M.; MICHEL, G.; SACHDEV, M. S.; SKENDZIC, V.; SIDHU, T. S.; TZIOUVARAS, D. Software models for relays. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 16, n. 2, apr. 2001. Citado 2 vezes nas páginas 4 and 8.
- MILLER, H.; BURGER, J.; FISCHER, N.; KASZTENNY, B. Modern line current differential protection solutions. In: TEXAS A&M CONFERENCE FOR PROTECTIVE RELAY ENGINEERS. Texas, USA, 2010. Citado 9 vezes nas páginas 17, 28, 31, 32, 34, 35, 36, 39, and 92.
- MILLS, D. L. Internet time synchronization: The network time protocol. *IEEE Transactions on Communications*, v. 39, n. 10, p. 1482–1493, out. 1991. Citado 2 vezes nas páginas 28 and 91.
- MOLAS, E. C.; BATISTA, R. S.; SILVA, K. M. Análise da influência da corrente capacitiva no desempenho da proteção diferencial de linhas de transmissão de UAT. In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SISTEMAS ELÉTRICOS (V SBSE). Foz do Iguaçu, Brasil, 2014. Citado na página 34.
- MOLAS, E. C.; MORAIS, L. P.; SILVA, K. M. Análise das trajetórias no plano alfa referentes à operação da proteção diferencial de linhas de transmissão. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA (XXII SNPTEE). Brasília, DF, 2013. Citado 3 vezes nas páginas 18, 41, and 44.
- MOLAS, E. C.; SILVA, K. M. Modelagem e simulação da proteção diferencial de linhas de transmissão no atp. In: SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SISTEMAS ELÉTRICOS (IV SBSE). Goiânia, Brasil, 2012. Citado na página 10.
- MOLAS, E. C.; SILVA, K. M.; KÜSEL, B. F. Teoria de comparadores aplicada na avaliação da atuação da proteção diferencial de linhas de transmissão no plano alfa. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE AUTOMÁTICA (CBA). Campina Grande, PB, 2012. Citado 2 vezes nas páginas 17 and 52.
- NAVARRO, E. C.; ORDACGI, J. M.; COURRY, D. V.; MENEZES, R. Proteção diferencial de linhas de transmissão análise no plano alpha. In: VII SEMINÁRIO TÉCNICO DE PROTEÇÃO E CONTROLE. Rio de Janeiro, RJ, 2003. Citado 2 vezes nas páginas 15 and 20.
- OPERADOR NACIONAL DO SISTEMA ELÉTRICO. *Procedimentos de Rede - Submódulo 20.1: Glossário de Termos Técnicos*. Brasília, 2009. Disponível em: <<http://www.ons.org.br/procedimentos/index.aspx>>. Citado na página 2.

- OPERADOR NACIONAL DO SISTEMA ELÉTRICO. *Procedimentos de Rede - Submódulo 2.6: Requisitos mínimos para os sistemas de proteção e de telecomunicações*. Brasília, 2011. Disponível em: <<http://www.ons.org.br/procedimentos/index.aspx>>. Citado 3 vezes nas páginas 2, 101, and 134.
- OPPENHEIM, A. V.; SCHAFER, R. W. *Discrete-Time Signal Processing*. New Jersey, USA: Prentice-Hall, 1989. Citado na página 68.
- PAITHANKAR, Y. G.; BHIDE, S. R. *Fundamentals of Power System Protection*. New Delhi, India: Prentice-Hall, 2007. Citado 4 vezes nas páginas 1, 2, 21, and 50.
- PAJUELO, E.; RAMAKRISHNA, G.; SACHDEV, M. S. Phasor estimation technique to reduce the impact of coupling capacitor voltage transformer transients. *IET Generation, Transmission & Distribution*, v. 2, n. 4, 2008. Citado 2 vezes nas páginas 63 and 64.
- PEREZ, S. G. A. *Modeling Relays for Power System Protection Studies*. 317 f. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) — University of Saskatchewan, Saskatoon, Saskatchewan, Canada, jul. 2006. Citado 5 vezes nas páginas 9, 66, 72, 73, and 74.
- PHADKE, A. G.; THORP, J. S. *Synchronized Phasor Measurements and Their Applications*. 1. ed. New York, USA: Springer, 2008. Citado na página 81.
- PHADKE, A. G.; THORP, J. S. *Computer Relaying for Power Systems*. 2. ed. West Sussex, UK: John Wiley & Sons Inc., 2009. Citado na página 4.
- PIRES, V. F. ao; GUERREIRO, M. A current differential line protection using a synchronous reference frame approach. In: DEVELOPMENTS IN POWER SYSTEM PROTECTION (DPSP). Glasgow, UK: IEEE, 2008. Citado na página 13.
- ROBERTS, J. R.; BENMOUYAL, G.; FERRER, H. A.; FOLKERS, R.; TZIOUVARAS, D. *Line Differential Protection System for a Power Transmission Line*. Pullman, WA: Schweitzer Engineering Laboratories Inc., 2003. U.S. Patent 6,518,767 B1. Citado na página 16.
- SAADAT, H. *Power System Analysis*. 3. ed. USA: PSA Publishing, 2010. Citado na página 125.
- SCHWEITZER, E. O.; ROBERTS, J. Distance relay element design. In: 46th ANNUAL CONFERENCE FOR PROTECTIVE RELAY ENGINEERS. Texas, USA, 1993. Citado 3 vezes nas páginas ii, 51, and 52.
- SCHWEITZER ENGINEERING LABORATORIES INC. *SEL-411L Relay: Protection and Automation System*. Pullman, WA, 2014. Citado 7 vezes nas páginas 3, 40, 54, 86, 87, 89, and 97.
- SCHWEITZER III, E. O.; FISCHER, N.; KASZTENNY, B. A fresh look at limits to the sensitivity of line protection. In: TEXAS A&M CONFERENCE FOR PROTECTIVE RELAY ENGINEERS. Texas, USA, 2011. Citado na página 14.
- SEZI, T.; STRUECKER, O. L. A.; CHAGAS, M. Aspectos práticos e experiências de campo no uso de relés diferenciais de linha utilizando sistemas complexos de telecomunicação e suas influências. In: SEMINÁRIO TÉCNICO DE PROTEÇÃO E CONTROLE (IX STPC). Belo Horizonte, Brasil, 2008. Citado 2 vezes nas páginas 3 and 13.

- SILVA, K. M.; NEVES, W. L. A.; SOUZA, B. A. EMTP applied to evaluate three-terminal line distance protection schemes. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER SYSTEMS TRANSIENTS (IPST). Lyon, France, 2007. Citado na página 9.
- SILVA, K. M. e. *Avaliação da Proteção de Distância de Linhas de Transmissão a Partir de Simulações de Transitórios Eletromagnéticos*. UFCG: Universidade Federal de Campina Grande. Campina Grande, Paraíba, 2006. Citado na página 58.
- SUGIYAMA, T.; KANO, T.; HATATA, M.; AZUMA, S. Development of a PCM current differential relaying system using fiber-optic data transmission. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, v. 103, n. 1, jan. 1984. Citado na página 10.
- SUN, S. C.; RAY, R. E. A current differential relay system using fiber optics communications. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, v. 102, n. 2, feb. 1983. Citado na página 10.
- TAVARES, K. A.; SILVA, K. M.; FERNANDES, R. O. Validação da modelagem da proteção diferencial de transformadores no atp/atpdraw. In: SEMINÁRIO TÉCNICO DE PROTEÇÃO E CONTROLE (STPC). Florianópolis, Brasil, 2012. Citado na página 10.
- TAVARES, M. C. D.; CAMPOS, P. G.; PRADO, P. *Guia Resumido do ATP – Alternative Transients Program*. UNICAMP. Campinas, SP, 2003. Citado na página 57.
- THEDE, L. D. *Practical Analog and Digital Filter Design*. USA: Artech House, 2004. Citado na página 68.
- TZIOUVARAS, D.; ALTUVE, H.; BENMOUYAL, G.; ROBERTS, J. *The Effect of Multiprinciple Line Protection on Dependability and Security*. Schweitzer Engineering Laboratories Inc., Pullman, WA, 2001. Citado 7 vezes nas páginas 2, 15, 16, 22, 25, 29, and 118.
- TZIOUVARAS, D. A.; ALTUVE, H.; BENMOUYAL, G.; ROBERTS, J. *Line Differential Protection with an Enhanced Characteristic*. Schweitzer Engineering Laboratories Inc., Pullman, WA, 2003. Citado 3 vezes nas páginas 16, 27, and 29.
- WARD, S. Current differential line protection setting considerations. In: RELAY PROTECTION AND SUBSTATION AUTOMATION OF MODERN POWER SYSTEMS. Choboksary, Russia, 2007. Citado na página 92.
- WARD, S.; ERWIN, T. *Current Differential Line Protection Setting Considerations*. RFL Electronics Inc., Boonton, New Jersey, 1993. Citado na página 11.
- WARRINGTON, A. R. C. *Protective Relays: Their Theory and Practice, Volume 1*. 1. ed. London: Chapman & Hall, 1962. Citado 2 vezes nas páginas 15 and 24.
- WILSON, R. E.; NORDTORM, J. M. EMTP transient modeling of a distance relay and a comparison with EMTP laboratory testing. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 8, n. 3, jul. 1993. Citado na página 7.
- ZIEGLER, G. *Numerical Differential Protection: Principles and Applications*. 4. ed. Erlangen, Alemanha: Publicis Corporate Publishing, 2005. Citado na página 86.
- ZIEGLER, G. *Numerical Distance Protection: Principles and Applications*. 4. ed. Erlangen, Alemanha: Publicis Corporate Publishing, 2006. Citado na página 2.

APÊNDICE A

PUBLICAÇÕES

Os estudos desenvolvidos durante o mestrado possibilitaram a publicação dos seguintes artigos em conferências nacionais:

- MOLAS, E. C.; SILVA, K. M. Modelagem e simulação da proteção diferencial de linhas de transmissão no atp. In: *Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos (IV SBSE)*. Goiânia, Brasil: Maio, 2012.
- MOLAS, E. C.; SILVA, K. M.; KÜSEL, B. F. Teoria de comparadores aplicada na avaliação da atuação da proteção diferencial de linhas de transmissão no plano alfa. In: *Congresso Brasileiro de Automática (CBA)*. Campina Grande, Brasil: Setembro, 2012.
- MOLAS, E. C.; MORAIS, L. P.; SILVA, K. M. Análise das trajetórias no plano alfa referentes à operação da proteção diferencial de linhas de transmissão. In: *Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica (XXII SNTPEE)*. Brasília, Brasil: Outubro, 2013.
- MOLAS, E. C.; BATISTA, R. S.; SILVA, K. M. Análise da Influência da Corrente Capacitiva no Desempenho da Proteção Diferencial de Linhas de Transmissão de UAT. In: *Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos (V SBSE)*. Foz do Iguaçu, Brasil: Abril, 2014.

APÊNDICE B

QUOCIENTES DO PLANO ALFA

Neste apêndice, apresenta-se a dedução dos quocientes do plano- α discutidos na Seção 3.8. O equacionamento é desenvolvido para uma linha curta, representada somente pela sua impedância série, como a mostrada na Figura B.1(a). Os componentes que compõem o sistema são: as fontes de tensão \bar{V}_S e \bar{V}_R ; as impedâncias dos equivalentes Thévenin, Z_S e S_R ; e a impedância série da linha Z_L . As contribuições, \bar{I}_S e \bar{I}_R , fornecidas por cada uma das fontes durante uma falta, possuem duas parcelas: a corrente de carga e a contribuição para a corrente de falta pura. Pelo teorema da superposição, se a corrente de carga for considerada constante, pode-se calculá-las, independentemente, analisando-se o sistema em regime permanente antes e durante a falta.

Os circuitos de sequência de pré-falta são obtidos a partir do sistema da Figura B.1(a) em função do ponto F de aplicação de falta. Estes são ilustrados nas Figuras B.1(b) a B.1(d), nas quais representa-se as impedâncias de sequência das fontes e a impedância da linha, segmentada em duas partes no local da falta. Os subscritos 0, 1 ou 2 fazem referência às sequências zero, positiva e negativa, respectivamente e o parâmetro d indica o percentual da linha em relação à barra S , em que ocorre o defeito. Para simplificar as análises define-se as impedâncias mostradas em (B.1):

$$Z_{0M} = Z_{S0} + d \cdot Z_{L0} \qquad Z_{0N} = Z_{R0} + (1 - d) \cdot Z_{L0} \qquad (\text{B.1a})$$

$$Z_{1M} = Z_{S1} + d \cdot Z_{L1} \qquad Z_{1N} = Z_{R1} + (1 - d) \cdot Z_{L1} \qquad (\text{B.1b})$$

$$Z_{2M} = Z_{S2} + d \cdot Z_{L2} \qquad Z_{2N} = Z_{R2} + (1 - d) \cdot Z_{L2} \qquad (\text{B.1c})$$

Durante o regime permanente, somente a sequência positiva está presente, de modo que a corrente de carga \bar{I}_{LD} é dada por (B.2):

$$\bar{I}_{LD} = \frac{\bar{V}_{S1} - \bar{V}_{R1}}{Z_{1M} + Z_{1N}} \qquad (\text{B.2})$$

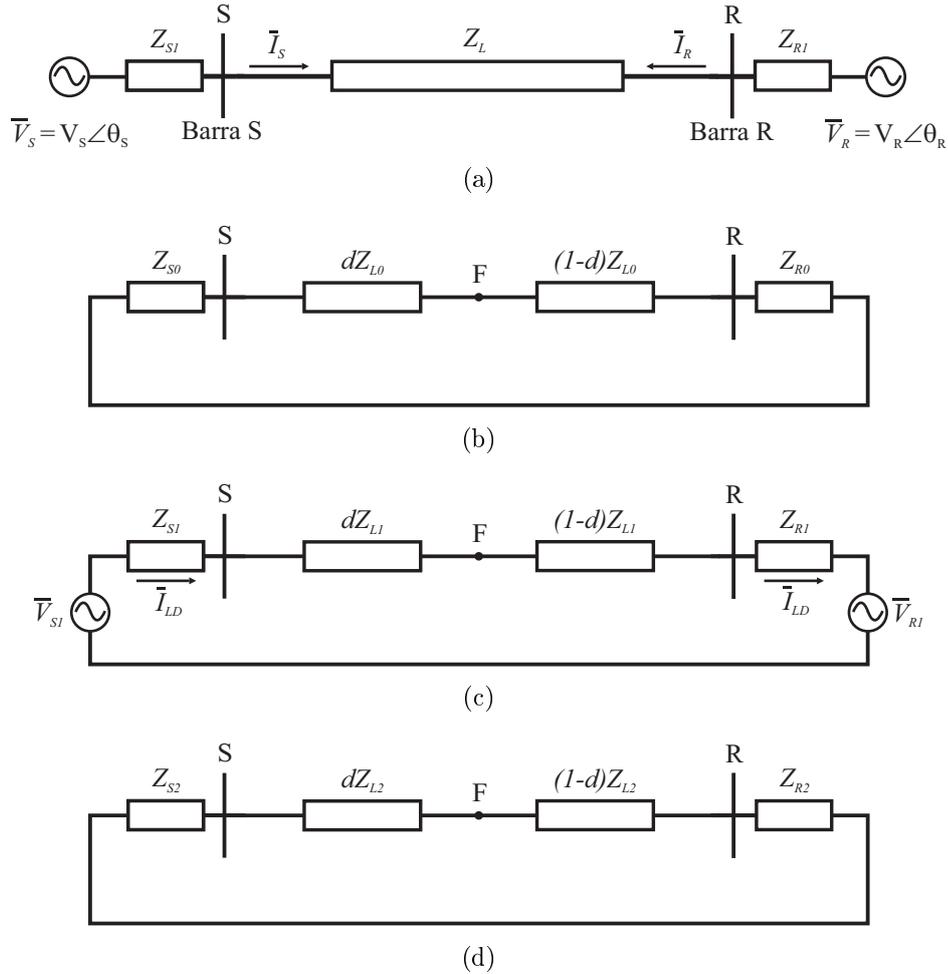


Figura B.1. Diagramas unifilares. (a) Modelo da linha curta. (b) Diagrama de seqüência zero. (c) Diagrama de seqüência positiva. (d) Diagrama de seqüência negativa.

Para calcular as correntes de falta, são necessários os equivalentes de Thévenin dos circuitos de seqüência. Analisando a Figura B.1(c), verifica-se que a tensão de pré-falta, no ponto F, pode ser obtida a partir de (B.3)

$$\bar{V}_F = \bar{V}_S - \bar{I}_{LD} \cdot Z_{1M} \quad (\text{B.3})$$

As impedâncias equivalentes no ponto da falta correspondem ao paralelo entre Z_M e Z_N dos respectivos circuitos de seqüência e podem ser calculadas de acordo com (B.4):

$$Z_0 = \frac{Z_{0M} \cdot Z_{0N}}{Z_{0M} + Z_{0N}} \quad Z_1 = \frac{Z_{1M} \cdot Z_{1N}}{Z_{1M} + Z_{1N}} \quad Z_2 = \frac{Z_{2M} \cdot Z_{2N}}{Z_{2M} + Z_{2N}} \quad (\text{B.4})$$

Os equivalentes são apresentados na Figura B.2. A conexão entre eles depende do tipo de curto-circuito analisado e permite o cálculo das correntes de falta \bar{I}_{F1} , \bar{I}_{F2} e \bar{I}_{F0} , no local do defeito.

Para a avaliação do regime permanente de falta, as fontes de tensão são removidas e uma fonte de corrente, com valor idêntico à corrente de falta, é inserida no ponto F de cada circuito de seqüência, resultando nos diagramas da Figura B.3.

Nestes circuitos, identificadas pelo sobrescrito “CC”, estão representadas as contribuições de cada terminal para a corrente de falta pura. Estas componentes são calculadas por divisão de corrente a partir dos circuitos de falta da Figura B.3. Para isto, calcula-se os coeficientes de divisão de correntes mostrados em (B.5):

$$C_0 = \frac{Z_{0N}}{Z_{0M} + Z_{0N}} \quad C_1 = \frac{Z_{1N}}{Z_{1M} + Z_{1N}} \quad C_2 = \frac{Z_{2N}}{Z_{2M} + Z_{2N}} \quad (\text{B.5})$$

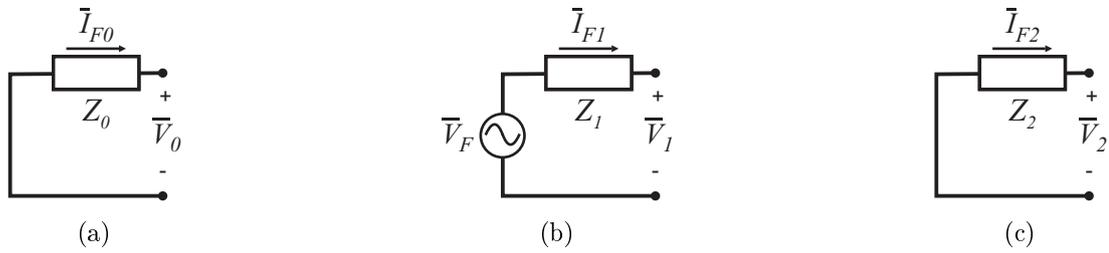


Figura B.2. Equivalentes de Thévenin. (a) Seqüência zero. (b) Seqüência positiva. (c) Seqüência negativa.

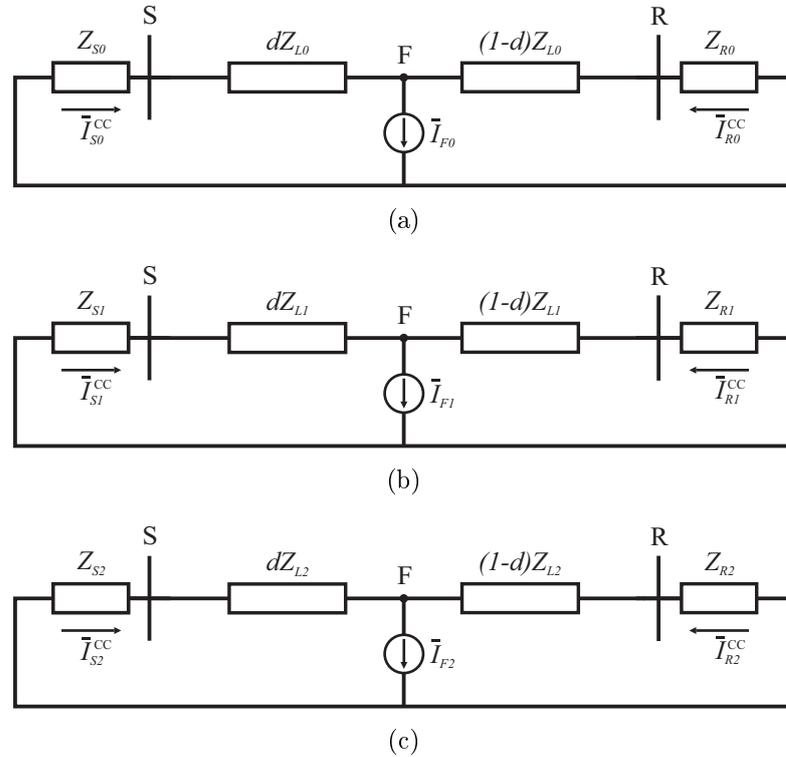


Figura B.3. Circuitos de seqüência durante a falta. (a) Seqüência zero. (b) Seqüência positiva. (c) Seqüência negativa.

Assim, as contribuições de falta pura são adquiridas segundo (B.6):

$$\bar{I}_{S0}^{CC} = C_0 \cdot \bar{I}_{F0} \qquad \bar{I}_{R0}^{CC} = (1 - C_0) \cdot \bar{I}_{F0} \qquad (\text{B.6a})$$

$$\bar{I}_{S1}^{CC} = C_1 \cdot \bar{I}_{F1} \qquad \bar{I}_{R1}^{CC} = (1 - C_1) \cdot \bar{I}_{F1} \qquad (\text{B.6b})$$

$$\bar{I}_{S2}^{CC} = C_2 \cdot \bar{I}_{F2} \qquad \bar{I}_{R2}^{CC} = (1 - C_2) \cdot \bar{I}_{F2} \qquad (\text{B.6c})$$

A única componente de pré-falta corresponde à \bar{I}_{LD} , presente somente na sequência positiva de cada terminal. Desta forma, a contribuição total de sequência positiva é a soma destas duas parcelas, enquanto as sequências restantes são compostas apenas da parcela de falta, como mostra (B.7):

$$\bar{I}_{S0} = C_0 \cdot \bar{I}_{F0} \qquad \bar{I}_{R0} = (1 - C_0) \cdot \bar{I}_{F0} \qquad (\text{B.7a})$$

$$\bar{I}_{S1} = C_1 \cdot \bar{I}_{F1} + \bar{I}_{LD} \qquad \bar{I}_{R1} = (1 - C_1) \cdot \bar{I}_{F1} - \bar{I}_{LD} \qquad (\text{B.7b})$$

$$\bar{I}_{S2} = C_2 \cdot \bar{I}_{F2} \qquad \bar{I}_{R2} = (1 - C_2) \cdot \bar{I}_{F2} \qquad (\text{B.7c})$$

A conversão das contribuições de sequência para o domínio de fase é feita através da transformada de Fortescue, aplicando-se a matriz de transformação [F] às correntes de sequência, como indicado em (B.8):

$$\begin{bmatrix} \bar{I}_{SA} \\ \bar{I}_{SB} \\ \bar{I}_{SC} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \bar{I}_{S0} \\ \bar{I}_{S1} \\ \bar{I}_{S2} \end{bmatrix} \qquad \begin{bmatrix} \bar{I}_{RA} \\ \bar{I}_{RB} \\ \bar{I}_{RC} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \bar{I}_{R0} \\ \bar{I}_{R1} \\ \bar{I}_{R2} \end{bmatrix} \qquad (\text{B.8})$$

Por fim, os quocientes do plano- α das unidades 87L são calculados de acordo com (B.9) e (B.10) para a unidades de fase e sequência, respectivamente:

$$r_{87LA} = \frac{\bar{I}_{RA}}{\bar{I}_{SA}} \qquad r_{87LB} = \frac{\bar{I}_{RB}}{\bar{I}_{SB}} \qquad r_{87LC} = \frac{\bar{I}_{RC}}{\bar{I}_{SC}} \qquad (\text{B.9})$$

$$r_{87L0} = \frac{\bar{I}_{R0}}{\bar{I}_{S0}} \qquad r_{87L2} = \frac{\bar{I}_{R2}}{\bar{I}_{S2}} \qquad (\text{B.10})$$

B.1 CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO

As correntes de falta trifásicas de sequência são dadas por (B.11), na qual o subscrito 3φ indica a curto trifásico.

$$\bar{I}_{F1,3\varphi} = \frac{\bar{V}_F}{Z_1 + R_F} \quad \bar{I}_{F2,3\varphi} = 0 \quad \bar{I}_{F0,3\varphi} = 0 \quad (\text{B.11})$$

Portanto, as contribuições de cada terminal resultam em (B.12):

$$\bar{I}_{S1} = C_1 \cdot \bar{I}_{F1,3\varphi} + \bar{I}_{LD} \quad \bar{I}_{S2} = 0 \quad \bar{I}_{S0} = 0 \quad (\text{B.12a})$$

$$\bar{I}_{R1} = (1 - C_1) \cdot \bar{I}_{F1,3\varphi} - \bar{I}_{LD} \quad \bar{I}_{R2} = 0 \quad \bar{I}_{R0} = 0 \quad (\text{B.12b})$$

Aplicando-se (B.8) à (B.12) chega-se às correntes trifásicas de fase apresentadas na Tabela B.1. Calculando-se (B.9) e (B.10) com as correntes de fase e sequência obtidas, encontra-se os quocientes da Tabela B.2 e, após alguma manipulação, são deduzidos os valores finais da Tabela B.3.

Tabela B.1. Correntes Trifásicas de Fase

Correntes no terminal S	Correntes no terminal R
$\bar{I}_{SA} = C_1 \cdot \bar{I}_{F1,3\varphi} + \bar{I}_{LD}$	$\bar{I}_{RA} = (1 - C_1) \cdot \bar{I}_{F1,3\varphi} - \bar{I}_{LD}$
$\bar{I}_{SB} = a^2 C_1 \cdot \bar{I}_{F1,3\varphi} + a^2 \bar{I}_{LD}$	$\bar{I}_{RB} = a^2 (1 - C_1) \cdot \bar{I}_{F1,3\varphi} - a^2 \bar{I}_{LD}$
$\bar{I}_{SC} = a C_1 \cdot \bar{I}_{F1,3\varphi} + a \bar{I}_{LD}$	$\bar{I}_{RC} = a (1 - C_1) \cdot \bar{I}_{F1,3\varphi} - a \bar{I}_{LD}$

Tabela B.2. Quocientes trifásicos parciais

87LA	87LB	87LC	87LQ	87LG
$(1 - C_1) - \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,3\varphi}}$	$(1 - C_1) - \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,3\varphi}}$	$(1 - C_1) - \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,3\varphi}}$	-	-
$C_1 + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,3\varphi}}$	$C_1 + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,3\varphi}}$	$C_1 + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,3\varphi}}$		

Tabela B.3. Quocientes trifásicos finais.

87LA	87LB	87LC	87LQ	87LG
$\frac{1}{C_1 + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,3\varphi}}} - 1$	$\frac{1}{C_1 + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,3\varphi}}} - 1$	$\frac{1}{C_1 + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,3\varphi}}} - 1$	-	-

B.2 CURTO-CIRCUITO MONOFÁSICO AT

As correntes de falta monofásicas de sequência são dadas por (B.13), na qual o subscrito 1φ designa a falta monofásica.

$$\bar{I}_{F1,1\varphi} = \frac{\bar{V}_F}{Z_1 + Z_2 + Z_0 + 3R_F} \quad \bar{I}_{F2,1\varphi} = \bar{I}_{F1,1\varphi} \quad \bar{I}_{F0,1\varphi} = \bar{I}_{F1,1\varphi} \quad (\text{B.13})$$

Desta forma, as contribuições de cada terminal podem ser obtidas a partir de (B.14)

$$\bar{I}_{S1} = C_1 \cdot \bar{I}_{F1,1\varphi} + \bar{I}_{LD} \quad \bar{I}_{S2} = C_2 \cdot \bar{I}_{F1,1\varphi} \quad \bar{I}_{S0} = C_{01} \cdot \bar{I}_{F1,1\varphi} \quad (\text{B.14a})$$

$$\bar{I}_{R1} = (1 - C_1) \cdot \bar{I}_{F1,1\varphi} - \bar{I}_{LD} \quad \bar{I}_{R2} = (1 - C_2) \cdot \bar{I}_{F1,1\varphi} \quad \bar{I}_{R0} = (1 - C_0) \cdot \bar{I}_{F1,1\varphi} \quad (\text{B.14b})$$

Aplicando-se a transformação de Fortescue à (B.14) chega-se às correntes monofásicas de fase apresentadas na Tabela B.4. Os quocientes da Tabela B.5 surgem da aplicação de (B.9) e (B.10) às correntes de fase e sequência obtidas. Com alguma manipulação encontra-se os valores finais exibidos na Tabela B.6.

Tabela B.4. Correntes Monofásicas de Fase

Correntes no terminal S	
$\bar{I}_{SA} = (C_0 + C_1 + C_2) \cdot \bar{I}_{F1,1\varphi} + \bar{I}_{LD}$	$\bar{I}_{SB} = (C_0 + a^2C_1 + aC_2) \cdot \bar{I}_{F1,1\varphi} + a^2\bar{I}_{LD}$
$\bar{I}_{SC} = (C_0 + aC_1 + a^2C_2) \cdot \bar{I}_{F1,1\varphi} + a\bar{I}_{LD}$	
Correntes no terminal R	
$\bar{I}_{RA} = (3 - C_0 - C_1 - C_2) \cdot \bar{I}_{F1,1\varphi} - \bar{I}_{LD}$	$\bar{I}_{RB} = [1 - C_0 + a^2(1 - C_1) + a(1 - C_2)] \cdot \bar{I}_{F1,1\varphi} - a^2\bar{I}_{LD}$
$\bar{I}_{RC} = [1 - C_0 + a(1 - C_1) + a^2(1 - C_2)] \cdot \bar{I}_{F1,1\varphi} - a\bar{I}_{LD}$	

Tabela B.5. Quocientes monofásicos parciais

87LA	87LB	87LC	87LQ	87LG
$(3 - C_0 - C_1 - C_2) - \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,1\varphi}}$	-1	-1	$\frac{1 - C_2}{C_2}$	$\frac{1 - C_0}{C_0}$
$(C_0 + C_1 + C_2) + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,1\varphi}}$				

Tabela B.6. Cocientes monofásicos finais.

87LA	87LB	87LC	87LQ	87LG
3	-1	-1	$\frac{1}{C_2} - 1$	$\frac{1}{C_0} - 1$
$(C_0 + C_1 + C_2) + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,1\varphi}}$				

B.3 CURTO-CIRCUITO BIFÁSICO BC

As correntes de sequência de falta bifásicas são calculadas por meio de (B.15), onde o subscrito $2, \varphi$ indica o curto bifásico.

$$\bar{I}_{F1,2\varphi} = \frac{\bar{V}_F}{Z_1 + Z_2 + R_F} \quad \bar{I}_{F2,2\varphi} = -\bar{I}_{F1,2\varphi} \quad \bar{I}_{F0,2\varphi} = 0 \quad (\text{B.15})$$

Então, chega-se em (B.16) para as contribuições de cada terminal:

$$\bar{I}_{S1} = C_1 \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi} + \bar{I}_{LD} \quad \bar{I}_{S2} = -C_2 \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi} \quad \bar{I}_{S0} = 0 \quad (\text{B.16a})$$

$$\bar{I}_{R1} = (1 - C_1) \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi} - \bar{I}_{LD} \quad \bar{I}_{R2} = -(1 - C_2) \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi} \quad \bar{I}_{R0} = 0 \quad (\text{B.16b})$$

Aplicando-se (B.8) à (B.16) chega-se às correntes bifásicas de fase mostradas na Tabela B.7. Calculando-se (B.9) e (B.10) com as correntes obtidas, encontra-se quocientes da Tabela B.8 e, após alguma manipulação, são deduzidos os valores finais da Tabela B.9.

Tabela B.7. Correntes Bifásicas de Fase

Correntes no terminal S	
$\bar{I}_{SA} = (C_1 - C_2) \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi} + \bar{I}_{LD}$	$\bar{I}_{SB} = (a^2 C_1 - a C_2) \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi} + a^2 \bar{I}_{LD}$
$\bar{I}_{SC} = (a C_1 - a^2 C_2) \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi} + a \bar{I}_{LD}$	
Correntes no terminal R	
$\bar{I}_{RA} = (C_2 - C_1) \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi} - \bar{I}_{LD}$	$\bar{I}_{RB} = [a^2(1 - C_1) - a(1 - C_2)] \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi} - a^2 \bar{I}_{LD}$
$\bar{I}_{RC} = [a(1 - C_1) - a^2(1 - C_2)] \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi} - 2 \bar{I}_{LD}$	

Tabela B.8. Quocientes bifásicos parciais.

87LA	87LB	87LC	87LQ	87LG
-1	$\frac{[(1 - C_1) - a^2(1 - C_2)] - \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,2\varphi}}}{C_1 - a^2 C_2 + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,2\varphi}}}$	$\frac{[(1 - C_1) - a(1 - C_2)] - \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,2\varphi}}}{C_1 - a C_2 + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,2\varphi}}}$	$\frac{1 - C_2}{C_2}$	-

Tabela B.9. Quocientes bifásicos finais.

87LA	87LB	87LC	87LQ	87LG
-1	$\frac{1 - a^2}{C_1 - a^2 C_2 + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,2\varphi}}} - 1$	$\frac{1 - a}{C_1 - a C_2 + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,2\varphi}}} - 1$	$\frac{1}{C_2} - 1$	-

B.4 CURTO-CIRCUITO BIFÁSICO-TERRA BCT

As correntes de sequência para a falta bifásica-terra são dadas por (B.17):

$$\begin{aligned}\bar{I}_{F1,2\varphi-T} &= \frac{\bar{V}_F}{Z_1 + \frac{R_F}{2} + [Z_2 + \frac{R_F}{2}] \cdot D} \\ \bar{I}_{F2,2\varphi-T} &= -\bar{I}_{F1,2\varphi-T} \cdot D \\ \bar{I}_{F0,2\varphi-T} &= -\bar{I}_{F1,2\varphi-T} \cdot (1 - D)\end{aligned}\tag{B.17}$$

sendo:

$$D = \frac{Z_0 + \frac{R_F}{2} + 3R_G}{Z_0 + Z_2 + 3R_G + R_F}\tag{B.18}$$

onde R_G corresponde à resistência de conexão com o terra, R_F à resistência entre as fases afetadas e o subscrito $2\varphi - T$ identifica a falta BCT. Desta forma, as contribuições de cada terminal resultam em (B.19).

$$\bar{I}_{S1} = C_1 \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi-T} + \bar{I}_{LD} \qquad \bar{I}_{R1} = (1 - C_1) \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi-T} - \bar{I}_{LD}\tag{B.19a}$$

$$\bar{I}_{S2} = -C_2 \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi-T} \cdot D \qquad \bar{I}_{R2} = -(1 - C_2) \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi-T} \cdot D\tag{B.19b}$$

$$\bar{I}_{S0} = -C_0 \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi-T} \cdot (1 - D) \qquad \bar{I}_{R0} = -(1 - C_0) \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi-T} \cdot (1 - D)\tag{B.19c}$$

Aplicando-se a transformação de Fortescue à (B.19) chega-se às correntes monofásicas de fase apresentadas na Tabela B.10. Os quocientes da Tabela B.11 surgem da aplicação de (B.9) e (B.10) às correntes de fase e sequência obtidas. Com alguma manipulação encontra-se os valores finais exibidos na Tabela B.12.

Tabela B.10. Correntes do curto bifásico-terra

Correntes no terminal S	
$\bar{I}_{SA} = [-C_0(1 - D) + C_1 - C_2D] \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi-T} + \bar{I}_{LD}$	$\bar{I}_{SB} = [-C_0(1 - D) + a^2C_1 - aC_2D] \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi-T} + a^2\bar{I}_{LD}$
$\bar{I}_{SC} = [-C_0(1 - D) + aC_1 - a^2C_2D] \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi-T} + a\bar{I}_{LD}$	
Correntes no terminal R	
$\bar{I}_{RA} = [-(1 - C_0)(1 - D) + (1 - C_1) - (1 - C_2)D] \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi-T} - \bar{I}_{LD}$	$\bar{I}_{RB} = [-(1 - C_0)(1 - D) + a^2(1 - C_1) - a(1 - C_2)D] \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi-T} - a^2\bar{I}_{LD}$
$\bar{I}_{RC} = [-(1 - C_0)(1 - D) + a(1 - C_1) - a^2(1 - C_2)D] \cdot \bar{I}_{F1,2\varphi-T} - a\bar{I}_{LD}$	

Tabela B.11. Quocientes parciais do curto bifásico-terra

87LA	-1		
87LB	$\frac{-a(1 - C_0)(1 - D) + (1 - C_1) - a^2(1 - C_2)D - \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,2\varphi-T}}}{-aC_0(1 - D) + C_1 - a^2C_2D + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,2\varphi-T}}}$	87LQ	$\frac{1 - C_2}{C_2}$
87LC	$\frac{-a^2(1 - C_0)(1 - D) + (1 - C_1) - a(1 - C_2)D - \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,2\varphi-T}}}{-a^2C_0(1 - D) + C_1 - aC_2D + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,2\varphi-T}}}$	87LG	$\frac{1 - C_0}{C_0}$

Tabela B.12. Quocientes finais do curto bifásico-terra

87LA	-1		
87LB	$\frac{1 - a(1 - D) - a^2D}{C_1 - aC_0(1 - D) - a^2C_2D + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,2\varphi-T}}} - 1$	87LQ	$\frac{1}{C_2} - 1$
87LC	$\frac{1 - a^2(1 - D) - aD}{C_1 - a^2C_0(1 - D) - aC_2D + \frac{\bar{I}_{LD}}{\bar{I}_{F1,2\varphi-T}}} - 1$	87LG	$\frac{1}{C_0} - 1$