

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO Nº 905

**ANÁLISE DO COMPORTAMENTO DAS UNIDADES QUADRILATERAIS
POLARIZADAS DE RELÉ DE DISTÂNCIA FRENTE A CURTOS-CIRCUITOS
EM LINHAS DE TRANSMISSÃO**

Gustavo Rafael de Souza Reis

DATA DA DEFESA: 16/12/2015

Universidade Federal de Minas Gerais

Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

**ANÁLISE DO COMPORTAMENTO DAS UNIDADES
QUADRILATERAIS POLARIZADAS DE RELÉ DE DISTÂNCIA
FRENTE A CURTOS-CIRCUITOS EM LINHAS DE TRANSMISSÃO**

Gustavo Rafael de Souza Reis

Dissertação de Mestrado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. Clever Sebastião Pereira Filho

Belo Horizonte – MG

Dezembro de 2015

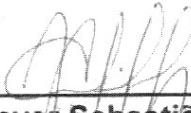
"Análise do Comportamento das Unidades Quadrilaterais Polarizadas de Relé de Distância Frente a Curtos-Circuitos em Linhas de Transmissão"

Gustavo Rafael de Souza Reis

Dissertação de Mestrado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Elétrica.

Aprovada em 16 de dezembro de 2015.

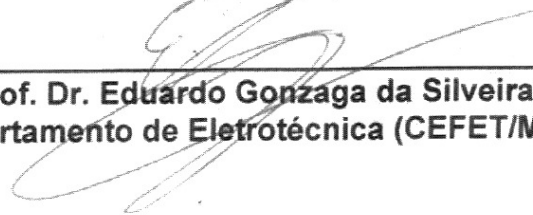
Por:



Prof. Dr. Clever Sebastião Pereira Filho
DEE (UFMG) - Orientador

Maria Helena Murta Vale

Prof. Dr^a. Maria Helena Murta Vale
DEE (UFMG)



Prof. Dr. Eduardo Gonzaga da Silveira
Departamento de Eletrotécnica (CEFET/MG)

*A Deus, e aos meus pais,
que sempre me encorajam a prosseguir.*

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus por ter me capacitado e sustentado durante toda essa trajetória.

Agradeço aos meus pais pelo incentivo de sempre, pelo carinho e amor desprendidos, principalmente nos momentos de dificuldade durante essa fase de estudos.

Agradeço ao Professor Clever Pereira, pela orientação e ensinamentos, mas, também, pela confiança referente à realização do presente trabalho.

Agradeço ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica (PPGEE) da UFMG e aos demais professores pela oportunidade de adquirir e aperfeiçoar meus conhecimentos acadêmicos.

RESUMO

Este trabalho apresenta o estudo, implementação e análise de um relé digital de distância Quadrilateral Polarizado com vários tipos de polarizações. Para tanto, verificou-se seu comportamento para diversas faltas em determinados pontos na linha de transmissão, sendo: um pouco a frente do relé, atrás do relé (considerando uma falta reversa), na barra, e muito a frente da barra (dentro da Zona 1 de proteção). É feita uma investigação do alcance resistivo, bem como os fatores de influências que afetam diretamente a funcionalidade do relé, a fim de averiguar a mudança da sua característica de operação para os diversos pontos de defeito na linha. Foram discriminadas as etapas de processamento de sinais na implementação do algoritmo de proteção. Nestas etapas, demonstrou-se a importância de tratamento dos dados, visto que, é determinante para um bom funcionamento e validação do relé digital de distância. As simulações foram implementadas através do software MATLAB, e o comportamento foi verificado na forma de diagramas R-X, a partir de dados gerados pelo EMTP-ATP, com auxílio da ferramenta gráfica ATP-DRAW. É feita uma avaliação das respostas obtidas através dos testes realizados, mostrando o deslocamento dinâmico da zona de proteção sob influência das condições de falta, tensões de polarização utilizadas e, principalmente, com a variação da resistência de falta, grandeza esta que afeta diretamente a proteção de linhas de transmissão. Finalmente, são apresentadas as conclusões e propostas de continuidade do trabalho realizado.

ABSTRACT

This paper presents the study, implementation and analysis of a digital distance relay Quadrilateral Polarized with various types of polarizations. Therefore, it was found behavior for various faults at certain points on the transmission line, as follows: a little front of the relay, in busbar, behind the relay (considering a reverse fault) and far ahead of the busbar (in the Zone 1 protection). An investigation is made of resistive reach as well as the influence of factors that directly affect the functionality of the relay, in order to investigate the change in their operating characteristics for various points on the line defect. They were discriminated to signal processing steps in the implementation of the protection algorithm. In these steps, it demonstrated the importance of data processing, since it is crucial to proper functioning and validation of the digital distance relay. The simulations were implemented through the MATLAB software, and the behavior was observed in the form of R-X diagrams from data generated by the EMTP-ATP, using the graphical tool ATP-DRAW. An evaluation of the responses obtained from the tests is made, showing the dynamic displacement of the protection zone under the influence of fault conditions, polarizations voltages used and, especially, by varying the fault resistance, which affects directly the line protection transmission. Finally the conclusions and suggestions for future works are presented.

SUMÁRIO

Lista de Figuras	vii
Lista de Tabelas	xii
Capítulo 1 – Introdução	1
1.1 Relevância da Investigação	1
1.2 Objetivos	3
1.2.1 Objetivo Geral	3
1.2.2 Objetivos Específicos	3
1.3 Organização do Texto	3
CAPÍTULO 2 – Parâmetros dos Sistemas Elétricos de Potência	5
2.1 Modelagem de Linha de Transmissão Monofásica RL Série	5
2.2 Potência Natural (Surge Impedance Loading – SIL) de uma LT	7
2.4 Representação do Curto-circuito	9
2.5 Fatores que Afetam o Relé de Distância	10
2.5.1 Resistência de Falta	11
2.5.2 Fluxo de Carga	12
2.5.3 Source Impedance Ratio – SIR	15
CAPÍTULO 3 – Proteção de Distância de Linhas de Transmissão	18
3.1 Fundamentos da Proteção de Distância	19
3.1.1 O Diagrama R-X	22
3.1.2 Zonas de Proteção de Distância	25
3.2 Comparadores de Fase e Amplitude	26
3.3 Unidades de Medição dos Relés de Distância	30
3.3.1 Unidade Direcional	30
3.3.2 Unidade OHM	34
3.3.3 Unidade Quadrilateral	37

3.4 Tipos de Polarizações	41
CAPÍTULO 4 – Processamento de Sinais	45
4.1 Estrutura do Relé Digital	45
4.2 Etapas de um Relé Digital de Distância	47
4.3 Entrada dos Dados de Tensão e Corrente	49
4.4 Pré-condicionamento dos Sinais de Entrada	49
4.4.1 Filtragem Anti-aliasing	49
4.4.2 Interpolação dos Dados Filtrados	52
4.5 Estimação Fasorial Baseada no Método dos Mínimos Quadrados	53
4.6 Cálculo da Impedância Aparente Vista pela Unidade de Falta	58
4.6.1 Impedância Medida para Faltas Fase-Terra	59
4.6.2 Impedância Medida para Faltas Fase-Fase	62
4.7 Detecção do Instante da Falta	63
4.8 Classificação da Falta	68
CAPÍTULO 5 – Resultados Experimentais de Simulações	70
5.1 Sistema Elétrico de Potência de Estudo	71
5.2 Modelagem do Sistema Elétrico	71
5.3 Condições de Contorno para as Simulações das Faltas	73
5.4 Simulações e Análise dos Resultados	74
5.4.1 Simulação de Falta Monofásica Fase-Terra (AT)	74
5.4.2 Simulação de Falta Bifásica Fase-Fase (BC)	101
CAPÍTULO 6 – Conclusões e Propostas de Continuidade	120
Referências Bibliográficas	122
Apêndice A – Dedução do Método dos Mínimos Quadrados	127
Apêndice B – Estrutura da Linha de Transmissão	131

LISTA DE FIGURAS

2.1	Modelo π -nominal do quadripolo associado a uma linha de transmissão	6
2.2	Curvas típicas de perfil de tensão em uma linha de transmissão sem perdas	8
2.3	Modelos representativos de curtos-circuitos	10
2.4	Efeito do fluxo de carga ou não homogeneidade no comportamento da componente resistiva de falta	13
2.5	Efeito da resistência de falta na medição do elemento de distância	14
3.1	Elementos do sistema de proteção	20
3.2	(a) Diagrama R-X, (b) Representação da impedância de sequência positiva da linha de transmissão	22
3.3	Tipos de características de operação do relé de distância: (a) relé de Impedância; (b) relé de Admitância ou MHO, (c) relé de Reatância, (d) relé Quadrilateral	24
3.4	Zonas de proteção de um relé de distância com três zonas: Coordenação no tempo das zonas de proteção dos relés de distância	25
3.5	Comparador de fase e amplitude	27
3.6	COA ($r = 1$) utilizado como COF(cos)	29
3.7	Característica de operação da unidade Direcional Convencional	31
3.8	Característica de operação da unidade Direcional Polarizada, faltas à frente	33
3.9	Característica de operação da unidade OHM (Ângulo Impedância)	34
3.10	Característica de operação unidade Reatância	36
3.11	Característica de operação do relé Quadrilateral Polarizado	38
4.1	Diagrama de blocos de um relé numérico (microprocessado)	46
4.2	Fluxograma geral de um relé digital microprocessado baseado no cálculo da impedância aparente	48
4.3	Oscilografia gerada pelo ATPDraw	49
4.4	Resposta em frequência para um filtro de Butterworth de 2ª ordem	51
4.5	Ondas de tensões de entrada filtradas para um curto-circuito AT	51
4.6	Ondas de corrente original e a obtida por interpolação	53

4.7	Resposta em frequência do método dos Mínimos Quadrados	57
4.8	Falta monofásica simulada no ATPDraw: Ondas de tensão e a amplitude dos fasores estimados	57
4.9	Falta monofásica simulada no ATPDraw: Ondas de corrente e a amplitude dos fasores estimados	58
4.10	Sistema em falta	59
4.11	Influência da resistência de falta no alcance do relé (ou na impedância medida pelo relé): (a) $R_F = 15$ ohms, (b) $R_F = 50$ ohms	61
4.12	Esquema de janelamento aplicado a um sinal de corrente	64
4.13	Ondas de corrente amostrada e estimada	65
4.14	Monitor do estado transitório	66
4.15	Unidades do monitor de estado transitório resultado de uma falta AT	67
5.1	Representação unifilar do Sistema Elétrico de Potência analisado	71
5.2	Tensões e correntes originais, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$): 5 km à frente da barra E	75
5.3	Tensões e correntes originais, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$): na barra E	76
5.4	Tensões e correntes originais, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$): 5 km atrás da barra E	76
5.5	Tensões e correntes originais, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$): 38,25 km à frente da barra E	77
5.6	Tensões e correntes filtradas, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$): 5 km à frente da barra E..	78
5.7	Tensões e correntes filtradas, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$): na barra E	78
5.8	Tensões e correntes filtrados, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$): 5 km atrás da barra E	79
5.9	Tensões e correntes filtradas, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$): 38,25 km à frente da barra E	79
5.10	Estimação fasorial das tensões, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$): 5 km à frente da barra E	80
5.11	Estimação fasorial das correntes, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$): 5 km à frente da barra E	80
5.12	Estimação fasorial das tensões, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$): na barra E	81
5.13	Estimação fasorial das correntes, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$): na barra E	81

5.14	Estimação fasorial das tensões, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$): 5 km atrás da barra E	82
5.15	Estimação fasorial das correntes, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$): 5 km atrás da barra E	82
5.16	Estimação fasorial das tensões, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$): 38,25 km à frente da barra E	83
5.17	Estimação fasorial das correntes, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$): 38,25 km à frente da barra E	83
5.18	Relé Quadrilateral com Polarização Singela – Falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$), Zona 1 de proteção com 85% da LT: (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra	85
5.19	Relé Quadrilateral com Polarização Dual Cruzada – Falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$), Zona 1 de proteção com 85% da LT: (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra	87
5.20	Relé Quadrilateral com Polarização Dual Cruzada com memória – Falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$), Zona 1 de proteção com 85% da LT: (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra	88
5.21	Curva M da falta monofásica AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$): (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra	90
5.22	Tensões e correntes originais, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$): 5 km à frente da barra E.	91
5.23	Tensões e correntes originais, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$): na barra E	91
5.24	Tensões e correntes originais, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$): 5 km atrás da barra E	92
5.25	Tensões e correntes originais, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$): 38,25 km à frente da barra E	92
5.26	Tensões e correntes filtradas, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$): 5 km à frente da barra E..	93
5.27	Tensões e correntes filtradas, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$): na barra E	93
5.28	Tensões e correntes filtrados, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$): 5 km atrás da barra E	94
5.29	Tensões e correntes filtradas, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$): 38,25 km à frente da barra E	94
5.30	Estimação fasorial das tensões, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$): 5 km à frente da barra E	95
5.31	Estimação fasorial das correntes, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$): 5 km à frente da barra E	95
5.32	Estimação fasorial das tensões, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$): na barra E	96
5.33	Estimação fasorial das correntes, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$): na barra E	96

5.34	Estimação fasorial das tensões, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$): 5 km atrás da barra E..	97
5.35	Estimação fasorial das correntes, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$): 5 km atrás da barra E	97
5.36	Estimação fasorial das tensões, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$): 38,25 km à frente da barra E	98
5.37	Estimação Fasorial das correntes, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$): 38,25 km à frente da barra E	98
5.38	Relé Quadrilateral com auto-polarização – Falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$), Zona 1 de proteção com 85% da LT: (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra	99
5.39	Curva M da falta monofásica AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$): (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra	101
5.40	Tensões e correntes originais para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$): 5 km à frente da barra E	102
5.41	Tensões e correntes originais para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$): na barra E	102
5.42	Tensões e correntes originais para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$): 5 km atrás da barra E	103
5.43	Tensões e correntes originais para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$): 38,25 km à frente da barra E	103
5.44	Estimação fasorial das tensões para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$): 5 km à frente da barra E.	104
5.45	Estimação fasorial das correntes para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$): 5 km à frente da barra E	104
5.46	Estimação fasorial das tensões para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$): na barra E	105
5.47	Estimação fasorial das correntes para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$): na barra E	105
5.48	Estimação fasorial das tensões para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$): 5 km atrás da barra E	106
5.49	Estimação fasorial das correntes para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$): 5 km atrás da barra E	106
5.50	Estimação fasorial das tensões para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$): 38,25 km à frente da barra E	107
5.51	Estimação fasorial das correntes para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$): 38,25 km à frente da barra E	107
5.52	Relé Quadrilateral com Polarização Singela – Falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$), Zona 1 de proteção com 85% da LT: (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra	108

5.53	Relé Quadrilateral com Polarização Dual Cruzada – Falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$), Zona 1 de proteção com 85% da LT: (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra	109
5.54	Relé Quadrilateral com Polarização Dual Cruzada com memória – Falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$), Zona 1 de proteção com 85% da LT: (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra	110
5.55	Curva M da falta bifásica BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$): (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra	111
5.56	Tensões e correntes originais para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$): 5 km à frente da barra E	112
5.57	Tensões e correntes originais para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$): na barra E	112
5.58	Tensões e correntes originais para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$): 5 km atrás da barra E	113
5.59	Tensões e correntes originais para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$): 38,25 km à frente da barra E	113
5.60	Estimação fasorial das tensões para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$): 5 km à frente da barra E	114
5.61	Estimação fasorial das correntes para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$): 5 km à frente da barra E	114
5.62	Estimação fasorial das tensões para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$): na barra E	115
5.63	Estimação fasorial das correntes para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$): na barra E	115
5.64	Estimação fasorial das tensões para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$): 5 km atrás da barra E	116
5.65	Estimação fasorial das correntes para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$): 5 km atrás da barra E	116
5.66	Estimação fasorial das tensões para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$): 38,25 km à frente da barra E	117
5.67	Estimação fasorial das correntes para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$): 38,25 km à frente da barra E	117
5.68	Relé Quadrilateral com auto-polarização – Falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$), Zona 1 de proteção com 85% da LT: (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra	118
5.69	Curva M da falta bifásica BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$): (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra	119

LISTA DE TABELAS

2.1	Classificação das linhas de transmissão	16
3.1	Sinais de entrada para unidade Direcional Convencional	30
3.2	Sinais de entrada para unidade Direcional Polarizada	32
3.3	Sinais de entrada para unidade OHM (Ângulo Impedância)	35
3.4	Sinais comparadores para loops a terra	43
3.5	Sinais comparadores para loops de fase	43
4.1	Grandezas de entrada para as unidades de terra de um relé de distância	62
4.2	Grandezas de entrada para as unidades de fase de um relé de distância	63
4.3	Classificação da falta	68
5.1	Parâmetros do Sistema Elétrico de Potência analisado	73

CAPÍTULO 1

Introdução

1.1 Relevância da Investigação

A proteção de distância em uma linha de transmissão é amplamente realizada através do relé de distância. Tal relé verifica o valor da impedância, desde a condição pré-falta até o período de curto-circuito, fornecendo assim informações suficientes para a decisão de desligar ou não a linha protegida. Uma das principais características utilizadas é a MHO convencional, principalmente quando se trata de linhas longas, sobretudo na detecção de curtos-circuitos de fase. Apesar de ser uma tecnologia fortemente difundida nesta área, esta apresenta restrições quando se refere a variações da resistência de falta e variações nos sistemas de energia devido à corrente de carga. Por possuir uma faixa de operação fixa, já que o monitoramento de tensão e corrente é realizado a partir de um barramento específico, a impedância vista pelo relé pode ser significativamente diferente da impedância real, e dependendo das magnitudes destes valores, o relé é altamente influenciado por essas alterações.

Devido às suas limitações, o relé MHO convencional tem cedido espaço para os relés com características quadrilaterais, principalmente no que se refere às unidades de terra. A característica quadrilateral, composta por duas unidades Direcionais e duas unidades do tipo OHM, tem se mostrado uma alternativa apropriada para proteger linhas de transmissão, proporcionando cobertura resistiva substancialmente melhor do que as características tradicionais circulares. O relé Quadrilateral combina as vantagens do relé MHO, com características de controle e alcance direcional e resistivo. Isso permite que maiores valores

de resistência de falta possam ser cobertos. Características quadrilaterais são ideais para proteção contra falha a terra em linhas de curto e médio comprimento, onde é exigido um alto grau de tolerância a falhas de resistência (SAENGSUWAN, 1999). A vantagem é a possibilidade de ajuste mais fácil do alcance resistivo para faltas de alta resistência, e que pode ser selecionado através de uma configuração, e não é mais limitada pela característica circular, que é um problema particular em linhas curtas. O relé do tipo Quadrilateral possibilita envolver a impedância dos circuitos de transmissão somados aos efeitos de pré-falta e resistência de falta. Além disso, possuem características que são altamente flexíveis em termos de cobertura da impedância de falta, tanto de fase quanto de terra. Os relés de distância de terra para linhas curtas se beneficiam do uso de uma característica quadrilateral, pois, as faltas à terra envolvem mais do que a resistência de falta (CALERO, *et al.*, 2009). Por esta razão, a maioria dos relés de distância digitais e numéricos já oferecem este tipo de alternativa. O fato da característica quadrilateral ser benéfica na proteção de linhas de transmissão curtas é bem aceito (WARD, 1999).

Contudo, as unidades de distância Quadrilaterais, assim como as unidades MHO, podem apresentar funcionamento inadequado principalmente para faltas próximas ao relé, quando a tensão de auto-polarização tende a zero. Nestes momentos, a opção pelas unidades polarizadas é necessária, e até mesmo mandatória de forma a se alcançar um bom funcionamento destas unidades. A característica no diagrama R-X dos relés, que possuem polarização, é modificada dependendo não só das condições pré-falta, mas também, do tipo de defeito ocorrido, especialmente quando a linha de transmissão faz parte de um sistema interligado.

Neste trabalho são apresentados os resultados de uma pesquisa utilizando o relé do tipo Quadrilateral com diversos tipos de polarizações, e para diversos pontos de falta ao longo da linha, sobretudo, para pontos próximos, na frente e atrás da barra e uma investigação das variações de resistência de falta, tornando desta forma, uma ferramenta fundamental na decisão de escolha das determinadas condições de proteção para as linhas de transmissão em questão.

1.2 Objetivos

1.2.1 Objetivo Geral

O objetivo geral deste trabalho de dissertação é estudar, implementar e analisar o comportamento das unidades Quadrilaterais Polarizadas frente a curtos-circuitos em linhas de transmissão, utilizando ferramentas computacionais.

1.2.2 Objetivos Específicos

Avaliar o comportamento do relé digital de distância para diversas formas de polarizações, tipos de falta e faltas em determinados pontos na linha de transmissão, sendo: um pouco a frente do relé, atrás do relé (considerando uma falta reversa), na barra, e muito a frente da barra (dentro da Zona 1 de proteção).

Investigar o seu alcance resistivo para valores de resistência de falta, bem como a mudança da sua característica de operação para os diversos pontos de defeito na linha, verificando-se o deslocamento das unidades Direcionais Polarizadas, modificado de forma dinâmica sob influência das condições de falta e tensões de polarização utilizadas.

Adotar a metodologia de simulação computacional onde o modelo do relé digital será implementado utilizando o programa *MATLAB*, onde seu comportamento deverá ser verificado através de dados de falhas gerados pela ferramenta gráfica *ATPDraw* (Electromagnetic Transient Program).

1.3 Organização do Texto

Esse texto está organizado em seis capítulos, considerando-se este de introdução e o objetivo do trabalho.

No capítulo 2 são lembrados conceitos relevantes sobre o tema Sistema Elétrico de Potência abordando modelagens, parâmetros e fatores de influência que afetam o relé de distância.

No capítulo 3 é abordado sobre a proteção de distância de linhas de transmissão, apresentando inicialmente os fundamentos da proteção, e posteriormente, as unidades de medição de distância e os tipos de polarizações.

O capítulo 4 descreve as rotinas de processamentos de dados, bem como a estrutura e as etapas de um relé digital, que são: entrada de dados, pré-condicionamento dos sinais de entrada, estimação fasorial, cálculo da impedância vista pelo relé, detecção e classificação.

No capítulo 5 são apresentados os resultados experimentais obtidos pelo relé digital Quadrilateral Polarizado para casos de faltas simuladas em linha de transmissão, bem como seu comportamento diante dessas falhas.

O capítulo 6 apresenta as conclusões desta dissertação decorrentes das avaliações realizadas, assim como, a proposta de continuidade deste trabalho.

Ao final do texto são incluídas as Referências Bibliográficas organizadas segundo a ordem alfabética.

O Apêndice A apresenta a dedução do método utilizado na estimação fasorial Mínimos Quadrados.

O Apêndice B apresenta as características e dados estruturais da torre da linha de transmissão em teste.

CAPÍTULO 2

Parâmetros dos Sistemas Elétricos de Potência

Um Sistema Elétrico de Potência (SEP) é o conjunto de centrais geradoras, de linhas de transmissão interligadas entre si e de sistemas de distribuição essenciais para o consumo de energia elétrica. Tal sistema deve ser planejado, construído e operado de maneira econômica e segura, sendo de fundamental importância definir-se um modelo adequado para cada elemento do sistema. A correta representação dos elementos de um SEP possibilita a operação do sistema com menores margens de erro, melhor representação das restrições de operação e melhor exploração dos seus recursos.

Neste sentido, o objetivo deste capítulo é introduzir conceitos básicos sobre os parâmetros e representações dos Sistemas Elétricos de Potência existentes.

2.1 Modelagem de Linha de Transmissão Monofásica

Uma linha de transmissão (LT) pode ser modelada através de quadripolos, onde se torna possível o equacionamento das tensões e correntes na condição de falta, considerando a matriz de impedância série da linha de transmissão e os dados de ambos os terminais da linha.

A relação entre as tensões e correntes em uma linha de transmissão pode ser expressa por:

$$\begin{bmatrix} V_E^n \\ I_E^n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_n & B_n \\ C_n & D_n \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V_R^n \\ I_R^n \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

sendo V_E^n a tensão medida na barra E, I_E^n a corrente medida na barra E, V_R^n a tensão medida na barra R, I_R^n a corrente medida na barra R e $n = 0, 1, 2$ indicam que a equação (2.1) pode ser utilizada para as sequências zero, positiva e negativa, respectivamente.

A Figura 2.1 abaixo ilustra o modelo de π -nominal utilizado neste trabalho, e suas constantes A , B , C e D para uma linha de transmissão.

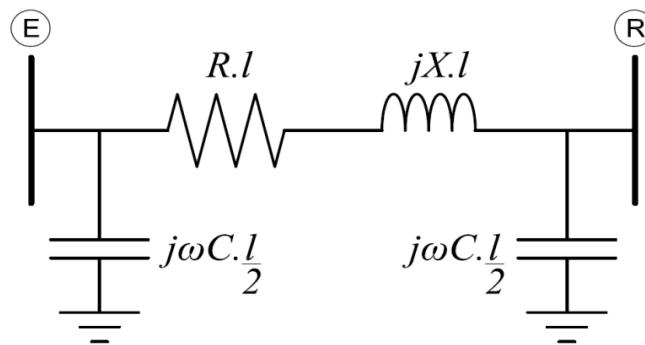


Figura 2.1 – Modelo π -nominal do quadripolo associado a uma linha de transmissão.

As constantes são definidas da seguinte forma:

$$\begin{aligned} A &= D = 1 + \frac{ZY}{2} \\ B &= Z \\ C &= Y \left(1 + \frac{ZY}{4} \right) \end{aligned} \quad (2.2)$$

Sendo,

$$Z = (R + jX) \cdot l \quad (2.3)$$

$$Y = (j\omega C) \cdot l \quad (2.4)$$

Desse modo, a linha é representada por seus parâmetros série e seus respectivos efeitos, sendo resistência longitudinal unitária, X a reatância indutiva longitudinal unitária e C a capacitância transversal unitária. Este modelo considera a capacitância da linha de transmissão e não utiliza funções hiperbólicas, sendo adequado para representação de linhas até 200 km de comprimento. Para a proposta deste trabalho, o modelo citado se torna bastante útil, visto que o desenvolvimento deste será para linha de comprimento reduzido.

O desempenho de uma linha de transmissão depende quase exclusivamente de sua característica física, que não somente dita o seu comportamento em regime normal de operação, definindo os seus parâmetros elétricos, como também quando submetidas às oscilações dos sistemas elétricos.

2.2 Potência Natural (*Surge Impedance Loading – SIL*) de uma LT

A potência natural ou carga natural (*SIL*) é a carga de uma linha de transmissão, em MW, na qual ocorre um equilíbrio natural entre a potência reativa capacitiva com a indutiva, ou então, é a potência entregue por uma linha ideal sem perdas a uma carga resistiva igual à sua impedância de surto e tensão nominal. O conceito de potência natural é de fundamental importância na análise da operação das linhas de transmissão (CLEVER, 2015).

Uma importante propriedade para a definição do *SIL* está no fato de que para uma LT sem perdas a sua impedância característica (Z_c) e a sua impedância de surto (Z_0) ou de onda são iguais, ou seja, uma vez que não existem perdas, tanto a resistência longitudinal quanto a condutância transversal são nulas e, desta forma:

$$Z_c = \sqrt{\frac{Z}{Y}} = \sqrt{\frac{j\omega L}{j\omega C}} = \sqrt{\frac{L}{C}} = Z_0 \quad (2.5)$$

sendo Z a impedância longitudinal unitária, Y a admitância transversal unitária, L a indutância longitudinal unitária e C a capacitância transversal unitária.

A expressão que fornece um limite da potência máxima que pode ser entregue por uma linha, pode ser utilizada para a comparação de cargas na linha de transmissão para diferentes níveis de tensão. Em sistemas trifásicos podem ser definidas dois tipos de cargas naturais, a saber, monofásicas e trifásicas mostradas na equação (2.5) a seguir (CLEVER, 2015):

$$SIL = \frac{|V_{nom}|^2}{Z_0} \Rightarrow \begin{cases} SIL_{1\Phi} = \frac{|V_{nom(\Phi n)}|^2}{Z_0} = SIL_{(por\ fase)} \\ SIL_{3\Phi} = \frac{|V_{nom(\Phi\Phi)}|^2}{Z_0} \end{cases} \quad (2.6)$$

sendo $V_{nom(\Phi n)}$ a tensão nominal de fase e $V_{nom(\Phi\Phi)}$ a tensão nominal de linha.

A expressão (2.5) demonstra que a potência transmitida em uma linha de transmissão pode ser aumentada através da elevação do nível de tensão da extremidade receptora (terminal remoto), bem como pela redução do valor da impedância característica (Z_0).

Este procedimento é o mais comumente adotado para aumentar o limite de potência da linha de transmissão, quando esta já se encontra muito carregada. No entanto, existe um limite além do qual não é nem econômico nem prático realizar tal elevação de tensão na extremidade da linha receptora.

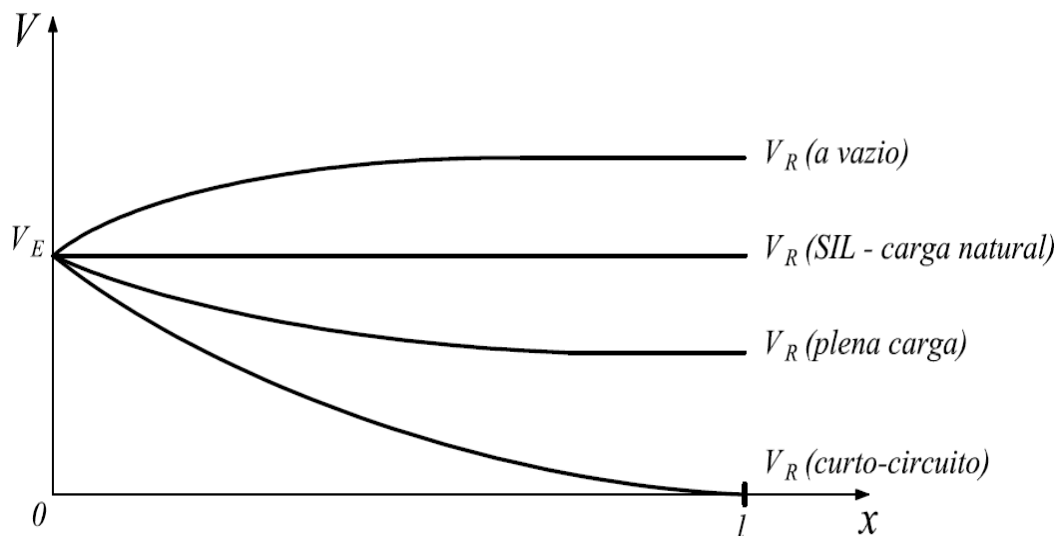


Figura 2.2 – Curvas típicas de perfil de tensão em uma linha de transmissão sem perdas.

Fonte: Adaptado de Clever (2015).

As curvas típicas dos perfis de tensão em uma linha de transmissão sem perdas são ilustradas na Figura 2.2, considerando-se a tensão no extremo emissor (terminal local) constante e a LT operando em quatro situações distintas: a vazio, no *SIL* (notar o perfil plano de tensão), à plena carga e em curto-circuito franco no seu extremo receptor, e as figuras mostram que (CLEVER, 2015):

- no *SIL*, o perfil de tensão numa linha sem perdas é plano, ou seja, a tensão é constante em toda a sua extensão.
- para condições a vazio ou de carga leve, a tensão no extremo receptor tende a ser maior que a tensão no extremo emissor (efeito *Ferranti*).
- para condições de plena carga ou de carga pesada, a tensão no extremo receptor tende a ser menor que a tensão no extremo emissor.
- em condições de curto-circuito no extremo receptor, o perfil de tensão se ajusta de tal forma que a tensão vai a zero neste extremo.
- Quanto maior for o comprimento da linha, maiores serão as variações de tensão para condições de operação distantes do *SIL*. Desta forma, isto serve como uma orientação para operações de LTs no que concerne ao seu comprimento. Assim, para linhas curtas (até 80 km), as variações serão também pequenas e a prática tem mostrado que se pode operar a linha com potências de até 3 vezes o *SIL*.

Neste trabalho todos os cálculos realizados tomaram como referência o *SIL* da linha, ou seja, a sua carga natural.

2.4 Representação do Curto-circuito

Para a avaliação das tensões e correntes durante um defeito, é necessário que o modelo da rede seja modificado para inclusão do elemento representativo da falta. Sua configuração depende da classificação dada para o evento, tarefa que deve ser realizada antes da aplicação do método.

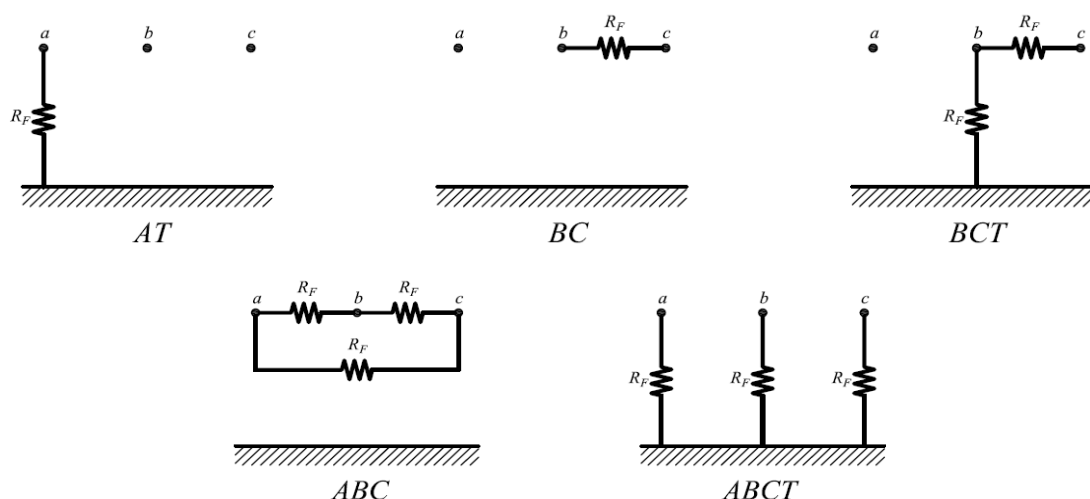


Figura 2.3 – Modelos representativos de curtos-circuitos.

A Figura 2.3 apresenta o diagrama de ligação assumido para os tipos básicos de representação de falta. Para simplificação do problema é considerado que os curtos-circuitos possam ser suficientemente representados por uma resistência constante linear R_F . As demais representações podem ser obtidas de modo similar, pela troca de posição dos elementos entre as fases.

O evento deve ser classificado dependendo das fases envolvidas e se houve ou não envolvimento com a terra. Esta classificação é importante para definição do modelo representativo do curto-circuito. Este procedimento é descrito na seção 4.8.

2.5 Fatores que afetam o Relé de Distância

Em um relé de distância vários parâmetros afetam seu comportamento e desempenho, e isto muitas vezes ocorre pelo fato da complexidade do sistema elétrico e as variáveis envolvidas. Quanto mais variáveis nesse sistema, maior será o desafio para realizar a proteção.

Segundo Cardoso (2006) os principais fatores que influenciam a medição da distância do ponto da falta são:

- Resistência de falta;
- Fluxo de carga;

- *SIR (Source Impedance Ratio)*
- “Infeed” de corrente nos dois extremos da LT;
- Erros nos valores da impedância de sequência zero ou existência de acoplamentos mútuos entre circuitos adjacentes;
- Existência de compensação série no circuito;
- Mudanças no tamanho e/ou configuração dos condutores;
- Existência de taps na LT ou configuração de LT com três terminais;
- Erros introduzidos pelos transformadores de corrente e de potencial.

Nas seções subsequentes serão tratados os três primeiros itens, a fim de demonstrar o comportamento do relé para tais variáveis. No entanto, como foco principal deste trabalho, as simulações foram realizadas abordando somente o primeiro item, visto que o desafio de proteção para linhas curtas é justamente o valor da resistência de falta. A seção 4.6 mostra como tal parâmetro pode ser um fator de influência importante nos cálculos.

2.5.1 Resistência de Falta

A impedância vista pelo relé não é proporcional à distância entre o relé e a falta, devido à presença de resistência de falta (EISSA, 2006). Esta por sua vez, é um importante fator de influência a ser considerado em um relé de distância, visto que, dependendo do seu valor, reduz o alcance eficaz de fuga à terra da Zona 1 de proteção do relé, de tal forma que a maioria das falhas são detectadas no tempo de Zona 2. Uma pequena redução da Zona 1 (instantânea) é aceitável, mas a Zona 2 (intermediária) sempre deve ir além do próxima barra, isto é, as falhas entre os barramentos não deve ocasionar a atuação no tempo de Zona 3. Por essa razão, na presença de resistência de falta, o seu efeito deve ser introduzido nas equações e também para a impedância aparente do sistema (HUMPAGE; KANDIL, 1968). Esta componente resistiva não varia inversamente com a corrente, tal como a resistência em arco, por conseguinte, pode haver uma significativa queda de tensão através dela.

Nos casos de faltas entre fases, as resistências são pequenas, em geral menos que $0,5 \Omega$. Em faltas envolvendo a terra, estas podem ter valores maiores que 10Ω (BLACKBURN, 2006). Em alguns casos, podem se tornar muito elevadas como em árvores encostadas em cabos (da ordem de 50Ω a 100Ω), condutores caídos em terrenos de elevada resistividade ou mesmo em queimadas (da ordem de 15 a 40Ω) (SILVEIRA, 2001). Uma das vantagens do relé Quadrilateral é a possibilidade de ajuste mais fácil da operação para faltas de alta resistência, o que não seria possível com o apoio de um relé MHO convencional. A vantagem é que o alcance resistivo pode ser selecionado através de um ajuste, e não é mais limitado pela característica do círculo MHO que é um problema particular em linhas curtas (HOLBACH, *et al.*, 2008).

A resistência de falta é um fator que, inserido em série com a impedância de falta da linha, leva naturalmente a um aumento da parte resistiva da impedância vista pelo relé de distância, e dependendo das quantidades envolvidas, pode resultar em subalcançe. Quanto menor a resistência de falta, menor será o erro inserido ao cálculo da impedância aplicada na tomada de decisão do relé. Uma análise analítica da influência da resistência de falta é realizada nas seções 4.6.1 e 4.6.2.

2.5.2 Fluxo de Carga

O fluxo de carga de regime permanente afeta o desempenho das proteções de distância, pois, a componente resistiva se comporta como uma grandeza complexa na presença do fluxo. Por essa razão, o efeito de fluxo de carga e a não-homogeneidade devem ser levados em consideração. Sistemas que possuem característica de não-homogeneidade (por exemplo, sistemas com diferenças significativas entre ângulos associados às impedâncias equivalentes dos sistemas nos dois terminais) têm um efeito semelhante, mas não tão grave como a causada pelo fluxo de carga pesada.

A direção do deslocamento e a quantidade do deslocamento da componente resistiva dependem da direção e a magnitude do fluxo de carga presente no terminal onde são realizadas as medições do relé, como segue:

- Fluxo importado, onde ocorre uma adição em valor reativo;
- Fluxo exportado, onde ocorre uma redução em valor reativo.

Portanto, para uma falta próxima à zona de proteção pode ocorrer subalcance para fluxo importado e sobrealcance para fluxo exportado, como ilustrado pela Figura 2.4. Nesta mesma figura, a variável Z_E representa a impedância da fonte G_1 e Z_R representa a impedância da fonte G_2 .

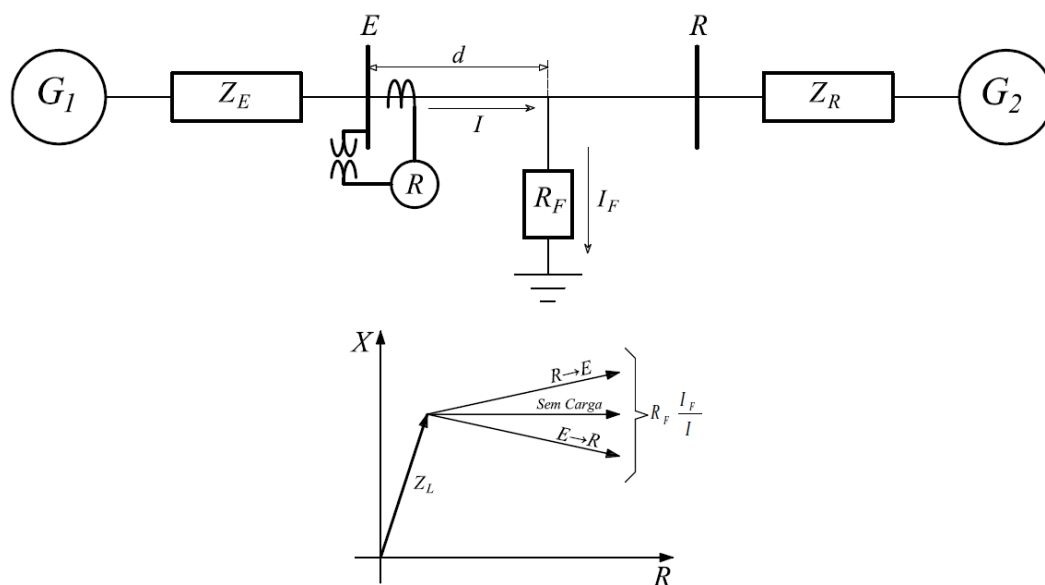


Figura 2.4 – Efeito do fluxo de carga ou não homogeneidade no comportamento da componente resistiva de falta.

Fonte: Adaptado de Andrichak (2003).

Para uma falha entre fases, a resistência varia inversamente com a corrente, pois, a queda de tensão através do arco é constante em amplitude. Como consequência, a relação de impedância da fonte pela impedância da linha de transmissão (SIR) torna-se importante nestes casos. Com o aumento desta relação, a queda de tensão no arco (na resistência de falta) parece ser maior em relação à queda de tensão na própria linha. O efeito que ocorre faz com que a resistência pareça ser maior em relação à impedância da linha, como mostrado na Figura 2.5. Em linhas que possuem esta relação baixa (tipicamente linhas longas), a componente resistiva da impedância vista por uma função de distância é muito pequena, podendo ser desconsiderada. Por outro lado, com o aumento desta relação (tipicamente linhas curtas) a componente resistiva da impedância

aparente vista pode ser muito maior, logo, esta não pode ser negligenciada. Esta relação será tratada na seção 2.5.3 adiante.

Para faltas entre fase e a terra ocorre um comportamento semelhante, pois, a resistência na falta é linear, e seu efeito pode ser muito mais drástico. Neste caso, o efeito da fonte faz com que a tensão seja ampliada em seu valor, sendo que, a resistência pode parecer muito maior do que realmente é de fato. Assim, a resistência pode ser tão grande que processar as funções de distância se tornam ineficazes.

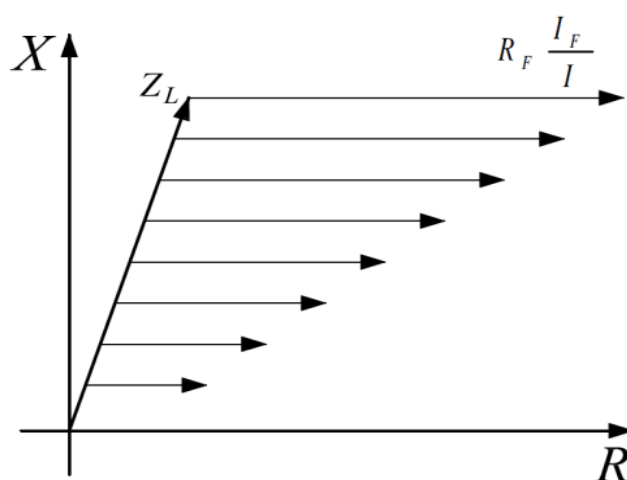


Figura 2.5 – Efeito da resistência de falta na medição do elemento de distância.

Fonte: Adaptado de Soares (2007).

Tomando como exemplo uma falta AT a partir da Figura 2.4, a impedância vista pelo relé será dada pela equação (2.6) abaixo (ver seção 4.6.1) :

$$Z = \frac{V}{I} = d \cdot Z_{L1} + R_F \frac{I_F}{I} \quad (2.7)$$

Analisando a expressão (2.6), sendo a resistência de falta considerada como linear, pode-se observar que quanto maior a relação I_F/I maior será o valor da impedância Z . Assim, existe a possibilidade da zona de proteção sobrealcançar, e o relé de distância não executará sua função corretamente, conforme é demonstrado na Figura 2.5. Na realidade o termo $R_F(I_F/I)$ está diretamente relacionado com o fluxo de carga, sendo que este não causa somente um acréscimo no valor da magnitude da resistência de falta medida, mas produz também

uma defasagem no ângulo da mesma (MOONEY, 1998). Esta defasagem pode ser positiva ou negativa, dependendo do ângulo de I_F , fazendo com que a resistência de falta medida sofra uma distorção angular, conforme Figura 2.4.

A relação I_F/I aumenta conforme a distância da falta aumenta em relação à subestação, isto é, quanto maior for a distância “ d ” na equação (2.6), maior será a relação I_F/I . No caso de uma linha longa, isto pode ser muito mais grave, pois a corrente I tenderá a ser muito menor que I_F para faltas próximas ao terminal remoto (barra R), fazendo com que a impedância aparente assumia valores extremamente elevados. Caso a falta seja eliminada na barra R, logo, o “*infeed*” de corrente, o relé do terminal local (barra E) enxergará o valor correto da resistência de falta fazendo com que este opere adequadamente.

No terminal remoto, o efeito não será tão grande, e dependendo da magnitude da resistência, uma função de distância de terra pode operar ou não. Se a função de distância de terra do terminal local não funcionar, devido o alto valor de resistência, então, a falta não pode ser eliminada. Sendo assim, relés de distância com elemento sobrecorrente direcional de terra terão que ser empregados para garantir compensação para faltas à terra de alta resistência.

2.5.3 Source Impedance Ratio – SIR

O desempenho ótimo é obtido se um relé pode ajustar a sua característica de acordo com o comprimento da linha, ou seja, se pudesse expandir a sua característica ao longo do eixo real. Na prática, isto pode ser conseguido alterando a característica de acordo com a relação entre a impedância da fonte e a impedância da linha (SAENGSUWAN, 1999). As características da fonte equivalente conectada à linha de transmissão, atrás do relé, afeta de forma significativa o desempenho da proteção de distância. Como por exemplo, se a linha é curta e a impedância da fonte é elevada (fonte fraca), a cobertura da resistência de falta é alta. No entanto, se a impedância da fonte é baixa (fonte forte), a cobertura da resistência falta é baixa. A fonte de geração pode ser modelada como uma fonte de tensão em série com uma impedância, e quanto maior esta impedância mais fraca será a fonte.

Os relés aplicados em sistemas com um baixo *SIR*, não apresentam um grande aumento no tamanho das características em condições dinâmicas, ao passo que, o inverso é verdadeiro para os relés aplicados a sistemas com valores elevados. Como regra geral, sistemas com baixo *SIR* produz altos níveis de corrente de defeito, que exigem tempos de compensação rápidos, a fim de preservar a estabilidade do sistema e reduzir a possibilidade de dano ao sistema.

As linhas de transmissão podem ser classificadas em curta, média e longa pela razão entre a impedância da fonte pela impedância do trecho sob falta da linha (*Source Impedance Ratio – SIR*), sendo definida matematicamente da seguinte forma (IEEE, 2011):

$$SIR = \frac{Z_s}{Z_l} \quad (2.8)$$

onde que Z_s corresponde a impedância da fonte e Z_l representa a impedância total da linha de transmissão. A classificação da linha de transmissão a partir do valor da *SIR* é resumizada na Tabela 2.1 (IEEE, 2011).

Tabela 2.1 – Classificação das linhas de transmissão

Classificação	<i>SIR</i>
<i>Curta</i>	> 4
<i>Média</i>	$0,5 < SIR \leq 4$
<i>Longa</i>	$\leq 0,5$

É importante notar que para um determinado comprimento da linha, a impedância em p.u. varia muito mais com a tensão nominal da linha do que a impedância ôhmica. Este fator, juntamente com diferentes impedâncias de curto-circuito a níveis de tensão diferentes, permite concluir que a tensão nominal da linha possui um efeito significativo no *SIR* e como tal, na classificação da linha como curta, média ou longa (IEEE, 2011). Embora o comprimento físico das linhas tenha impacto no *SIR*, é inapropriado classificar a linha como curta, média ou longa com base apenas nesta característica. Contudo, a distância entre os terminais de uma determinada linha pode ser um fator na determinação do tipo de relé

a utilizar. Como foco deste trabalho, buscou-se verificar o comportamento de uma linha considerada curta para análise de um relé com unidade Quadrilateral, visto que, este é muito utilizado para linhas com comprimentos menores.

A capacidade de um relé de distância medir com precisão um defeito na linha de transmissão depende da mínima tensão de polarização do relé onde este se encontra instalado, sendo que, possui uma dependência da condição da tensão ser acima de certo valor especificado. Esta tensão tipicamente depende do projeto do relé e pode ser citado em termos de um máximo *SIR* equivalente. Normalmente, relés de distância são projetados para que, o critério da mínima tensão seja atendido, e todas as falhas próximas ao relé não impedirá o funcionamento deste. No entanto, defeitos desta natureza têm se mostrado complexos, visto que, para faltas muito próximas à barra de medição, fazem com que os relés não executem suas funções inadequadamente, demonstrando assim, a necessidade de buscar outros meios de polarização. Desta forma, neste trabalho serão estudados sinais de polarização a fim de sanar tal problema.

CAPÍTULO 3

Proteção de Distância de Linhas de Transmissão

Os Sistemas Elétricos de Potência (SEP) são protegidos contra os efeitos nocivos das faltas (também chamadas de falhas) através de um sistema de proteção. Uma falha é uma condição anormal do sistema, que na maioria dos casos, um curto-circuito ocorre através de um evento aleatório. De modo geral, os sistemas de proteção não evitam danos ao SEE, eles operam após algum dano detectável já ocorrido. A sua principal função é assegurar a desconexão de todo sistema elétrico submetido a qualquer anormalidade que o faça operar fora dos limites previstos ou de parte dele. Além disso, tem a função de fornecer informações necessárias aos responsáveis por sua operação, de modo a facilitar a identificação dos defeitos e a sua consequente recuperação. Assim, um sistema de proteção deve desconectar o componente com falha do resto do sistema, com um alto grau de confiabilidade e dentro do menor tempo possível.

Por outro lado, quando ocorre uma falha no sistema de proteção é necessário desligar alguns consumidores quanto antes for possível, através do dispositivo de proteção mais próximo ao defeito. Este ramo dos sistemas de proteção é referido como seletividade. Além destes requisitos, um sistema de proteção deve ser simples e econômico. Os equipamentos aplicados em sistemas de proteção devem possuir algumas características. As características demandadas de um sistema de proteção além de outros requisitos básicos podem ser definidas (ANDERSON, 1999):

- Confiabilidade: probabilidade de que o sistema funcionará corretamente caso seja obrigado a atuar.
- Segurança: capacidade de um sistema ou dispositivo não operar indevidamente.
- Sensibilidade: capacidade de um sistema identificar uma condição anormal que excede um valor limiar nominal.
- Seletividade: estratégia de proteção em que apenas os dispositivos de proteção mais próximos a uma falha irão operar para remover o componente com falha.
- Coordenação: determinação de definições classificadas para alcançar a seletividade.
- Zonas de proteção (zonas de proteção primária): são regiões de sensibilidade primária.

Para tanto, os relés de distância são amplamente empregados na proteção de linhas de transmissão. Seu funcionamento é baseado na comparação entre a impedância réplica da linha (Z_N) e a impedância aparente (Z_R) vista pelo relé, a qual é obtida em função da estimação da corrente e tensão, considerando-se a componente fundamental dessas grandezas, para uma situação de incidência de falta (ANDERSON, 1999). Estes relés de proteção operam quando uma grandeza elétrica do circuito protegido sofre alterações a partir de um valor pré-definido, ou então, quando ocorre a mudança de proporção entre as grandezas elétricas de fase do circuito. Em outras palavras, o relé averigua constantemente estes valores no circuito protegido, e realiza a comparação com um padrão ou com outra grandeza com a qual tem normalmente certa relação com ângulo, módulo ou fase.

3.1 Fundamentos da Proteção de Distância

As proteções usualmente utilizadas em linhas de transmissão são (FILHO; MAMEDE, 2011): proteção de distância, proteção contra subtensão, proteção direcional, proteção de sobrecorrente, proteção contra sobretensão, proteção diferencial de linha e proteção de falha de disjuntor. Dentre estes

esquemas de proteção destaca-se a proteção de distância, responsável por determinar a distância do local da falta. Este parâmetro é obtido indiretamente a partir da medição da impedância de sequência positiva do trecho da linha entre o relé e o local da falta (ZIEGLER, 2006).

O conceito da proteção de distância é determinar a impedância de falta a partir da medição da tensão de curto-circuito e a corrente na barra onde o relé se encontra instalado. Caso a impedância medida adentrar a zona de proteção do relé, uma falha é detectada e um comando de desligamento (*trip*) será emitido para o disjuntor.

Cada vez mais os sistemas de proteção à distância tem se aperfeiçoado, a fim de garantir que os curtos-circuitos sejam extintos rápido e apropriadamente. Estes sistemas correspondem a um conjunto de equipamentos elétricos (transdutores, relés, baterias e disjuntores) responsáveis pela detecção e remoção de faltas que venham a ocorrer na rede (HOROWITZ; PHADKE, 2008). Na Figura 3.1 a seguir, são ilustrados os principais elementos do sistema de proteção.

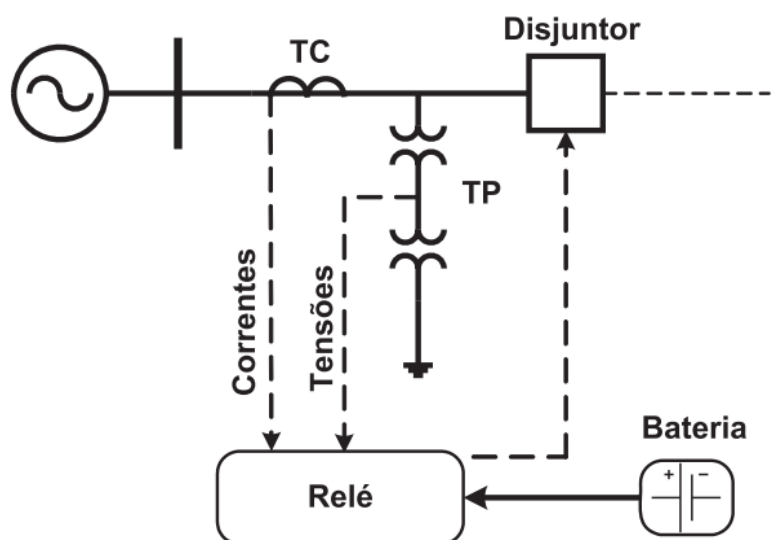


Figura 3.1 – Elementos do sistema de proteção.

Fonte: Adaptado de Formiga (2012).

Desta forma, verifica-se que o sistema de proteção não é composto apenas pelo relé, mas por um conjunto de subsistemas integrados que interagem entre si com o objetivo de produzir a melhor atuação sobre o sistema, ou seja, isolar a área

defeituosa sem que esta comprometa o restante do SEP. Estes subsistemas são formados basicamente por (PHADKE; THORP, 2009):

- Relés: responsáveis pela lógica de atuação do sistema de proteção, que através das condições dos sinais de entrada, sejam tensão e/ou corrente, atuam ou não sobre os disjuntores locais ou remotos associados.
- Disjuntores: interrompem a passagem de corrente e isolam o ramo defeituoso do resto do sistema elétrico. Estes são caracterizados como as chaves de disjunção que interligam todo o sistema.
- Transformadores de instrumentação (transdutores): realizam a redução dos níveis de tensão e/ou corrente, reproduzem as formas de onda presentes no sistema elétrico e isolam os equipamentos a estes conectados, sem que haja perda de informação.
- Baterias (suprimento auxiliar): fornecem energia ao sistema de proteção em caso de falta do sistema supridor, de modo a garantir o funcionamento dos outros subsistemas associados.

Com relação aos relés de proteção, estes são dispositivos compactos que são conectados ao SEP e possuem características de projeto e funcionamento interessadas na detecção de condições anormais de operação que excedam limites toleráveis, e na inicialização de ações corretivas que possibilitam o retorno do SEP a seu estado normal (HOROWITZ; PHADKE, 2008). Tais equipamentos, sejam analógicos e/ou digitais, são responsáveis pela análise das grandezas elétricas associadas à rede elétrica e pela lógica necessária à tomada de decisão pelo sistema de proteção, caso algum distúrbio seja encontrado. Por causa dessa importância para o sistema, os relés devem ser equipamentos extremamente confiáveis e robustos, pois suas funções somente serão exigidas em condições anormais de operação, não sendo requeridos durante a operação normal do SEP (ELMORE, 2003).

3.1.1 O Diagrama R-X

Uma das preocupações com relação às características de funcionamento de um relé de distância é o estudo de sua resposta para várias condições anormais do sistema. Para tal propósito é comum o uso do diagrama R-X para analisar e visualizar a resposta do relé e do sistema, além de verificar a característica de operação do relé sobreposta sobre o mesmo gráfico com qualquer característica do sistema, fazendo com que a resposta do relé seja imediatamente aparente. Esta ferramenta pode ser utilizada tanto para visualização de valores estáticos como para a análise da trajetória da impedância calculada, desde o ponto de carga em regime permanente, até o ponto de falta (MASCHER, 2010).

Normalmente, a medição da impedância é realizada por seis unidades: três usadas para curtos-circuitos entre fases e outras três para curtos-circuitos para a terra. Na ocorrência de um defeito, espera-se que ao menos uma delas identifique o defeito no interior sua característica de operação. Estas unidades são alimentadas por sinais de corrente (I_R) e tensão (V_R), assim a relação entre as duas grandezas ($Z_R = V_R/I_R$) irá fornecer a impedância medida por cada uma delas.

Logo abaixo, é representado o diagrama R-X, onde na Figura 3.2(a) ilustra a impedância aparente Z_R vista pelo relé, cujas coordenadas no diagrama R-X são $r_R = |Z_R| \cos \theta_R$ e $x_R = |Z_R| \sin \theta_R$. Já na Figura 3.2(b), a variável Z_{LI} corresponde à impedância de seqüência positiva da linha em que o relé de distância está instalado.

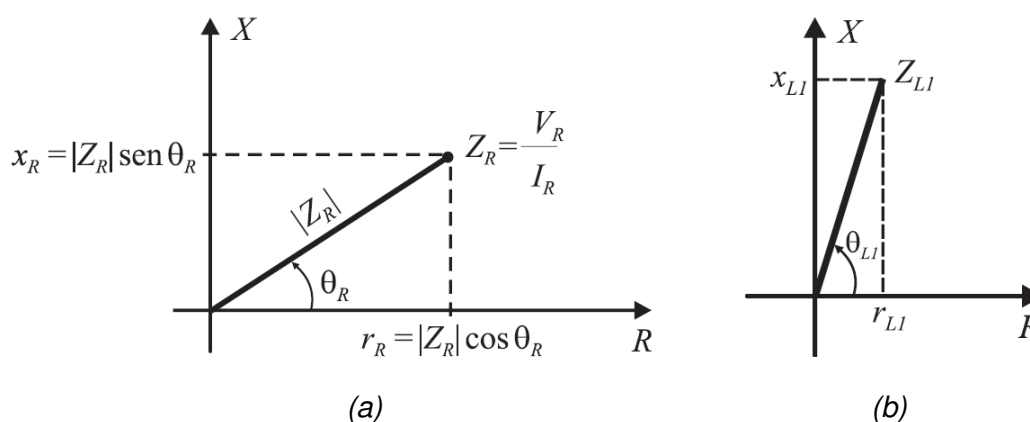


Figura 3.2 – (a) Diagrama R-X, (b) Representação da impedância de seqüência positiva da linha de transmissão.

Fonte: Adaptado de Silva (2009).

Para qualquer tipo de condição operativa do sistema elétrico, existem determinadas relações de características entre a tensão, a corrente, e do ângulo de fase, a partir de uma determinada localização do relé.

A impedância vista pelo relé é também chamada de impedância aparente (Z_R), e é obtida através da relação entre os fasores de tensão e corrente medida pelo relé. As componentes de resistência (R) e reatância (X) de Z_R são derivadas por meios de relações trigonométricas, cada uma correspondente, respectivamente, à parte real e à parte imaginária da impedância medida. O valor de Z_R pode estar contido em qualquer quadrante do diagrama R-X, sendo que a representação da própria linha pode não corresponder ao valor da impedância aparente devido às incertezas causadas pelos instrumentos de medição. Desta forma, é necessário incorporar as imprecisões decorrentes dos transdutores e dos cálculos do próprio relé, bem como devido à resistência de falta, e definir uma região de falta no diagrama R-X com uma área substancial envolvendo a linha (COURY *et al.*, 2007). O relé deve operar caso a impedância aparente esteja dentro de sua característica de operação, que consiste de uma figura geométrica no diagrama R-X.

De acordo com o estudo realizado, a característica de operação de um relé, bem como suas formas geométricas podem ser variadas. Assim, os relés são nomeados a partir de seus formatos que correspondem a sua característica das zonas de proteção. Estas zonas podem ser bem mais complexas se forem aplicadas através dos relés numéricos microprocessados. Quatro tipos de características gerais são reconhecidos de acordo com as formas das suas zonas de operação (HOROWITZ; PHADKE, 2008): Impedância, Admitância ou MHO, Reatância e Quadrilateral (ver Figura 3.3). O relé de Impedância possui sua característica circular centrada na origem do diagrama R-X, e é não direcional sendo usado principalmente como um detector de falhas. Na característica de operação de um relé de Admitância (MHO) passa através da origem do diagrama R-X com um formato circular, e conseqüentemente, é um relé direcional. O relé de Reatância possui uma característica linear que responde apenas à reatância da linha protegida, onde o diagrama apresenta uma linha de zona de proteção definido por uma linha paralela ao eixo R, estendendo-se para o infinito. É não direcional e normalmente

é usado para complementar alguma outra característica. Já o relé com característica Quadrilateral, como o próprio nome implica, é composto por quatro linhas retas, sendo duas unidades Direcionais e duas Unidades OHM. Esta última também é muito conhecida como Ângulo-Impedância, a qual designa uma linha reta característica no diagrama R-X que está inclinada por um ângulo (muitas vezes o ângulo da linha) contra o eixo R.

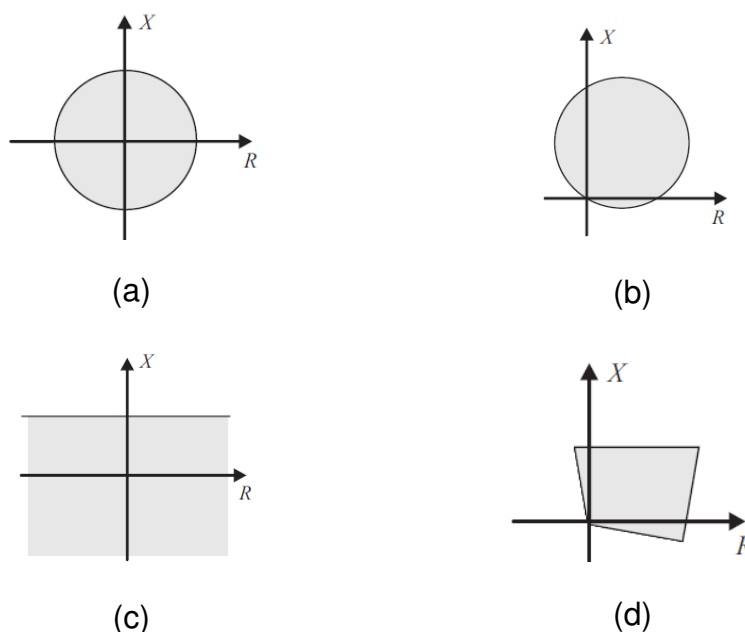


Figura 3.3 – Tipos de características de operação do relé de distância: (a) relé de Impedância; (b) relé de Admitância ou MHO, (c) relé de Reatância, (d) relé Quadrilateral.

Fonte: Adaptado de Formiga (2012).

Os relés de Admitância são indicados para a proteção de fase em linhas longas não envolvendo a terra (visto que são fortemente afetados por elevados valores de resistência de arco), e são menos susceptíveis às oscilações indesejáveis de potência. Os relés de Impedância juntamente com o elemento direcional são indicados na proteção de linhas de transmissão médias, devido à sua característica operacional ser mais afetada pela resistência de arco em comparação ao relé de Admitância (FILHO; MAMEDE, 2011). Por outro lado, os relés de Reatância são particularmente úteis para proteção de fase em linhas curtas, e são utilizados para defeitos envolvendo a terra para diversos valores de resistência de falta. Além disso, são fortemente afetados pelas oscilações elétricas do sistema e exigem uma unidade direcional.

3.1.2 Zonas de Proteção de Distância

O desempenho do relé de distância próximo às suas zonas limites não é previsível em virtude das imprecisões na medição da distância, resultantes de erros de medição (transdutores), erros de TC, imprecisão da impedância da linha, erros causados pela resistência de falta e até mesmo por imprecisões decorrentes dos cálculos do próprio relé. Uma configuração de alcance de 100% do comprimento da linha de transmissão para uma zona de proteção de distância não é possível na prática.

A margem de segurança (10 a 15%) a partir do final da linha AB deve ser selecionada para a Zona 1 de proteção do relé R_{ab} , e sua atuação sem qualquer atraso de tempo (t_1). Este percentual se deve à incerteza ao fim da zona de proteção, garantindo assim a seleção de proteção segura entre falhas internas e externas, e que o relé não atue instantaneamente para faltas após o próximo terminal (Figura 3.4). Os esquemas de proteção que utilizam a Zona 1 devem ser capazes de lidar com a resistência de falta ou com a impedância de defeito, as quais podem ser significativas quando comparadas com a impedância da linha. Uma alternativa viável neste contexto seria um relé com característica quadrilateral.

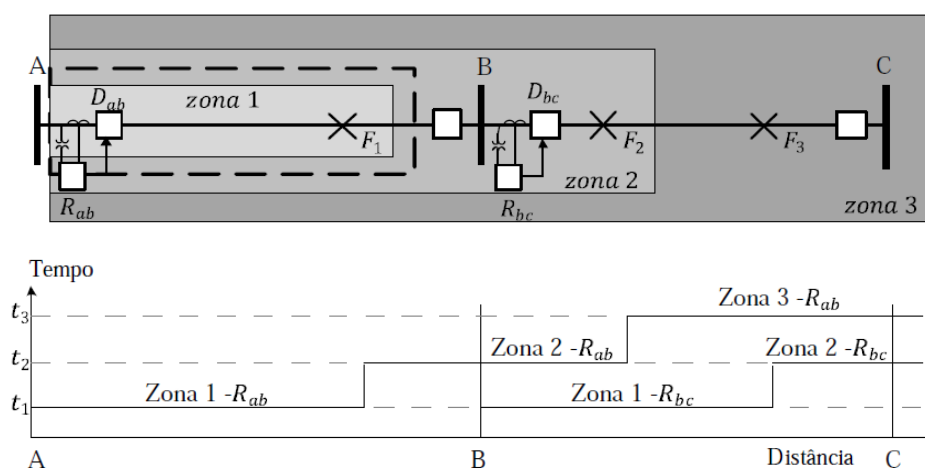


Figura 3.4 – Zonas de proteção de um relé de distância com três zonas: Coordenação no tempo das zonas de proteção dos relés de distância.

Fonte: Adaptado de Formiga (2012).

A Zona 2 de proteção do relé R_{ab} possui um alcance maior, sendo variado de 120 a 150% da linha AB que, para assegurar a seletividade, deve ser

temporizada entre 0,4 a 0,8 s (t_2) relativa à Zona 1 de proteção do relé R_{bc} , para assegurar que faltas nesta zona não sejam vistas pela zona do relé R_{ab} , resguardando assim, a linha a jusante.

Já a Zona 3 de proteção fornece uma proteção de retaguarda para seções das linhas adjacentes que usualmente se estende de 120% a 180% do comprimento da linha BC. Esta zona deve coordenar em tempo e distância com a Zona 2 de proteção dos relés vizinhos. Tipicamente, a Zona 3 atua em atraso de 0,8 a 1,2 s (t_3) Geralmente, três zonas de proteção com diferentes alcances, associados a diferentes tempos de atraso, são utilizadas na operação do relé de distância. No entanto, dependendo da aplicação, mais zonas podem ser consideradas (ZIEGLER, 2006). Neste trabalho todos os testes foram realizados para atuação instantânea, ou seja, atuação da Zona 1 de proteção da linha AB.

Zonas vizinhas devem ser sobrepostas para evitar a possibilidade de áreas na linha ficarem desprotegidas. Caso estas não fossem sobrepostas uma pequena área entre duas zonas vizinhas não estaria localizada em nenhuma zona de proteção e, portanto, esta área não seria protegida. Na ocorrência de um defeito na linha, o isolamento da falha é realizado por disjuntores que ficam localizados nas extremidades da linha. Isto é, os disjuntores devem ser inseridos em cada região de sobreposição das linhas, que por sua vez, identificam os limites das zonas de proteção.

3.2 Comparadores de Fase e Amplitude

A proteção através de relés pode utilizar dois conceitos comuns, os quais são: os Comparadores de Fase (COF) e os Comparadores de Amplitude (COA). A fim de demonstrar a relação entre estes conceitos, tomam-se abaixo duas grandezas fasoriais:

$$A = |A|e^{j\theta} \quad (3.1)$$

$$B = |B|e^{j\phi} \quad (3.2)$$

Se o ângulo entre A e B é definido como $(\phi - \theta)$, uma vez que $|B - A| = |A - B|$ e tendo \bar{A} como um valor de referência (ou seja, $\theta = 0$), tem-se que:

- a) quando $\phi \geq 90^\circ$, então $|A - B| \geq |A + B|$
- b) quando $\phi = 90^\circ$, então $|A - B| = |A + B|$
- c) quando $\phi \leq 90^\circ$, então $|A - B| \leq |A + B|$

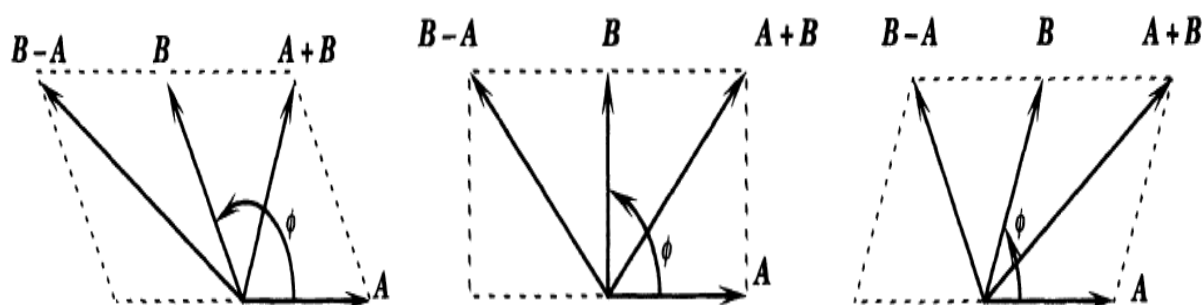


Figura 3.5 – Comparador de fase e amplitude

Fonte: Adaptado de Warrington (1962).

A partir da Figura 3.5, determina-se que para um relé do tipo COA um sinal de desligamento (*trip*) é enviado quando:

$$|A| \geq |B| \quad (3.3)$$

A partir da Figura 3.5 também se determina a condição da diferença de fase entre A e B analisando se esta é maior ou menor do que 90° , e fazendo uma comparação da amplitude de $|A + B|$ e $|A - B|$. É evidente que se pode verificar quando a diferença de fase entre A e B é maior ou menor do que 90° , fazendo uma comparação da amplitude de $|A + B|$. Caso seja fornecido $|A + B|$ e $|A - B|$ para o COA da Figura 3.5, este se torna um COF e pode-se determinar o erro de fase em relação a 90° . Se for alterado primeiramente B para $+90^\circ$ e, em seguida, $|A + B|$ e $|A - B|$, o erro de fase é calculado com relação a 0° (zero graus).

A partir do que foi exposto anteriormente, se demonstra que não existe essencialmente qualquer diferença entre comparadores de fase e amplitude, e um mesmo dispositivo de comparação pode ser usado para fazer as duas funções (ANDERSON, 1999). No entanto, faz-se necessário preparar os sinais para que um COA execute as funções de um COF. Também se deve notar que os valores A e B são valores fasoriais, logo, isto implica filtragem de harmônicas e componentes de corrente contínua no relé para que apenas as componentes de frequências fundamentais devam ser comparadas.

Para um COF tem-se o sinal de operação (S_1) e de restrição (S_2), definidos como:

$$\begin{cases} A = |A|e^{j\theta} \Rightarrow S_1 = |S_1|\angle\alpha_1 \\ B = |B|e^{j\phi} \Rightarrow S_2 = |S_2|\angle\alpha_2 \end{cases} \quad (3.4)$$

$$\varphi = \arg\left(\frac{S_1}{S_2}\right) = \alpha_1 - \alpha_2 \quad (3.5)$$

A característica de operação do COF é dada por:

$$\begin{cases} \varphi_1 < \varphi < \varphi_2 \Rightarrow \text{OPERAÇÃO} \\ \varphi = \varphi_1 \text{ ou } \varphi = \varphi_2 \Rightarrow \text{LIMITE} \\ \varphi > \varphi_1 \text{ ou } \varphi < \varphi_2 \Rightarrow \text{RESTRICÇÃO} \end{cases} \quad (3.6)$$

Sendo,

$$\begin{cases} \varphi_1 = 90^\circ \\ \varphi_2 = -90^\circ \end{cases} \Rightarrow \text{COF(cos)} \quad (3.7)$$

$$\begin{cases} \varphi_1 = 180^\circ \\ \varphi_2 = 0^\circ \end{cases} \Rightarrow \text{COF(sen)} \quad (3.8)$$

Para um COA de raio “ r ” tem-se o sinal de operação (S_O) e de restrição (S_R), definidos como:

$$\begin{cases} A = |A|e^{j\theta} \Rightarrow S_O = |S_O| \angle \alpha_O \\ B = |B|e^{j\phi} \Rightarrow S_R = |S_R| \angle \alpha_R \end{cases} \quad (3.9)$$

$$R = \left| \frac{S_O}{S_R} \right| \quad (3.10)$$

A característica de operação do COA (r) é dada por:

$$\begin{cases} |S_O| > r \cdot |S_R| \text{ ou } R > r \Rightarrow \text{OPERAÇÃO} \\ |S_O| = r \cdot |S_R| \text{ ou } R = r \Rightarrow \text{LIMITE} \\ |S_O| < r \cdot |S_R| \text{ ou } R < r \Rightarrow \text{RESTRIÇÃO} \end{cases} \quad (3.11)$$

Além disso, para um COA de raio unitário ($r = 1$) ser utilizado como COF do tipo cosseno, tem-se que:

$$\begin{cases} S_O = \frac{S_1 + S_2}{2} \\ S_R = \frac{S_1 - S_2}{2} \end{cases} \quad (3.12)$$

Ao se comparar as amplitudes de S_O e S_R com o COA ($r = 1$), na verdade está se comparando as fases de S_1 e S_2 com o COF (cos), conforme demonstra a Figura 3.6:

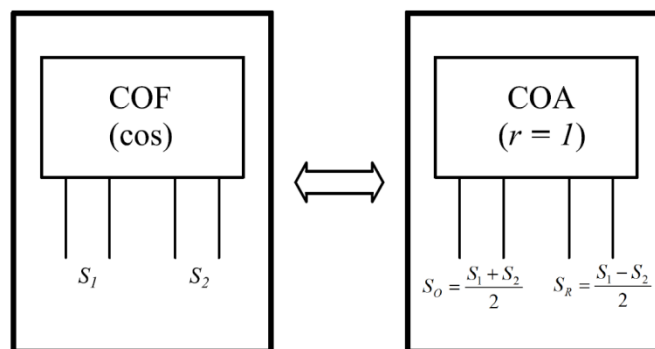


Figura 3.6 – COA ($r = 1$) utilizado como COF(cos).

Fonte: Adaptado de Pereira (2013).

3.3 Unidades de Medição dos Relés de Distância

3.3.1 Unidade Direcional

Relés com características direcionais são projetados para operar por correntes de falha em apenas uma direção, que geralmente respondem à posição de fase relativa de uma corrente com respeito à outra corrente ou tensão de referência. Sabendo-se que a direção do fluxo da corrente, esta informação ajuda na concepção de um esquema de proteção que é seletiva e menos susceptíveis de agir de forma incorreta. Esta unidade é constituída pela combinação das unidades Direcional e de sobrecorrente. A aplicação de um relé de sobrecorrente com um elemento direcional se faz necessária nos casos em que existem múltiplas fontes, nos quais é essencial que o relé atue apenas para faltas em uma direção específica (HOROWITZ; PHADKE, 2008).

Na Tabela 3.1 são apresentadas as grandezas de entrada para um comparador de amplitude de raio unitário e de um comparador de fase tipo cosseno, ambos para obter a unidade Direcional.

Tabela 3.1 – Sinais de entrada para unidade Direcional Convencional.

Sinal	COA ($r = 1$)		COF (cos)	
	S_O	S_R	S_I	S_2
Tensão	$V + IZ_N$	$V - IZ_N$	V	IZ_N
Corrente	$Y_N V + I$	$Y_N V - I$	$Y_N V$	I

Fonte: Adaptado de Pereira (2013).

A impedância réplica Z_N é uma constante definida pelo usuário do relé. Já a impedância aparente Z_R é uma variável que depende da tensão de alimentação do relé e de sua corrente. A representação da característica de atuação desta unidade é ilustrada na Figura 3.7, onde esta possui uma reta que passa pela origem a qual é dependente do ângulo de Z_N para determinar sua inclinação.

A característica de operação desta unidade pode ser verificada utilizando as tensões de entrada do COA de raio unitário, conforme a seguir:

$$\left| \frac{S_O}{S_R} \right| \geq 1 \Rightarrow \left| \frac{V + I \cdot Z_N}{V - I \cdot Z_N} \right| \geq 1 \quad (3.13)$$

Dividindo o numerador e o denominador por I , tem-se que:

$$\left| \frac{Z_R + Z_N}{Z_R - Z_N} \right| \geq 1 \Rightarrow |Z_N + Z_R|^2 \geq |Z_R - Z_N|^2 \quad (3.14)$$

Onde Z_N é constante e Z_R é variável por ser dependente da tensão de alimentação do relé e de sua corrente. Logo, temos:

$$|Z_R|^2 + |Z_N|^2 + 2|Z_R||Z_N|\cos(\theta - \tau) \geq |Z_R|^2 + |Z_N|^2 - 2|Z_R||Z_N|\cos(\theta - \tau) \quad (3.15)$$

Finalmente,

$$|Z_R|\cos(\theta - \tau) \leq 0 \quad (3.16)$$

A equação (3.16) representa uma reta que passa pela origem, conforme ilustrado na Figura 3.7:

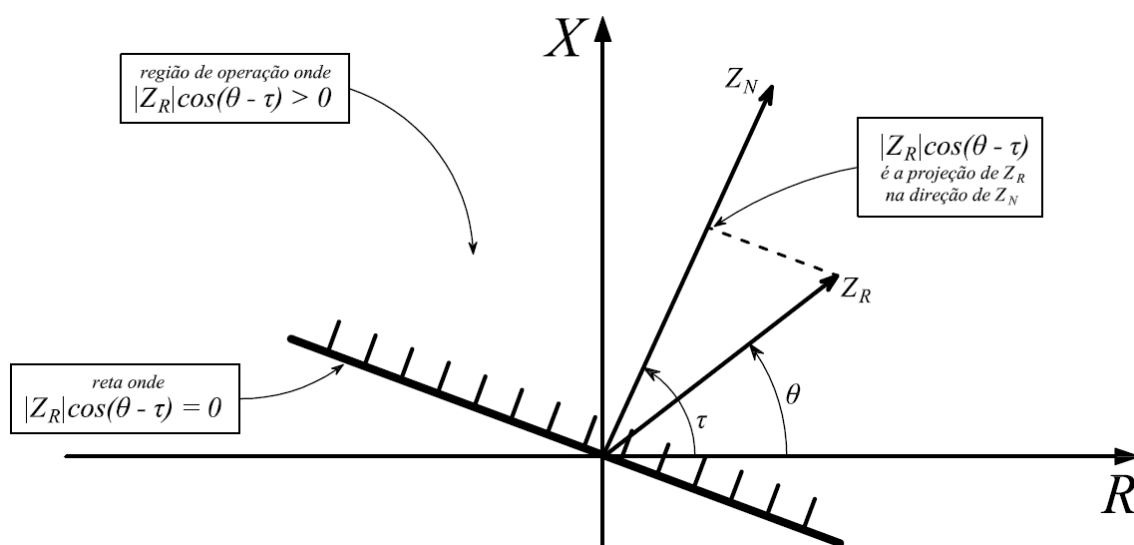


Figura 3.7 – Característica de operação da unidade Direcional Convencional.

Fonte: Adaptado de Pereira (2013).

Normalmente, para realizar a polarização do relé se utiliza a própria tensão de fase do circuito para executar a lógica de proteção. Para condições de faltas muito próximas ao relé instalado no barramento, nota-se através da análise dos sinais na Tabela 3.1 que para esta condição irá resultar em igualdade dos sinais de operação e restrição. Desta forma, a unidade será impedida de tomar alguma decisão de desligar ou não a linha de transmissão. Diante disso, é comum introduzir um sinal de polarização (V_{POL}) a fim que a unidade execute seu papel corretamente. O sinal de polarização pode ser adotado de várias maneiras, e será demonstrado no decorrer deste trabalho.

A Tabela 3.2 apresenta os sinais para a unidade Direcional Polarizada:

Tabela 3.2 – Sinais de entrada para unidade Direcional Polarizada.

Sinal	COA ($r = I$)		COF (cos)	
	S_O	S_R	S_I	S_2
Tensão	$V + V_{POL} + IZ_N$	$V + V_{POL} - IZ_N$	$V + V_{POL}$	IZ_N
Corrente	$Y_N(V + V_{POL}) + I$	$Y_N(V + V_{POL}) - I$	$Y_N(V + V_{POL})$	I

Fonte: Adaptado de Pereira (2013).

Esta unidade possui um funcionamento complexo se comparada com outras unidades, e para demonstrar sua construção será admitido um comparador de fase do tipo cosseno. A característica de operação desta unidade pode ser verificada utilizando as tensões de entrada do COA de raio unitário, conforme a seguir:

$$\left| \frac{S_O}{S_R} \right| \geq 1 \Rightarrow \left| \frac{V + V_{POL} + I \cdot Z_N}{V + V_{POL} - I \cdot Z_N} \right| \geq 1 \quad (3.17)$$

Dividindo o numerador e o denominador por I , tem-se que:

$$\left| \frac{Z_R + Z_{POL} + Z_N}{Z_R + Z_{POL} - Z_N} \right| \geq 1 \quad (3.18)$$

Sendo,

$$Z_A = Z_N + Z_{POL} = |Z_A| \angle \tau_A \quad (3.19)$$

$$Z_B = Z_N - Z_{POL} = |Z_B| \angle \tau_B \quad (3.20)$$

Desenvolvendo,

$$|Z_R + Z_A|^2 \geq |Z_R + Z_B|^2 \quad (3.21)$$

Resolvendo, obtém-se:

$$\begin{aligned} |Z_R|^2 + |Z_N + Z_{POL}|^2 + 2|Z_R||Z_N + Z_{POL}|\cos(\theta - \tau_A) \geq \\ |Z_R|^2 + |Z_N - Z_{POL}|^2 - 2|Z_R||Z_N - Z_{POL}|\cos(\theta - \tau_B) \end{aligned} \quad (3.22)$$

Finalmente,

$$|Z_R|\cos(\theta - \tau_N) \geq -|Z_{POL}|\cos(\tau_N - \tau_{POL}) \quad (3.23)$$

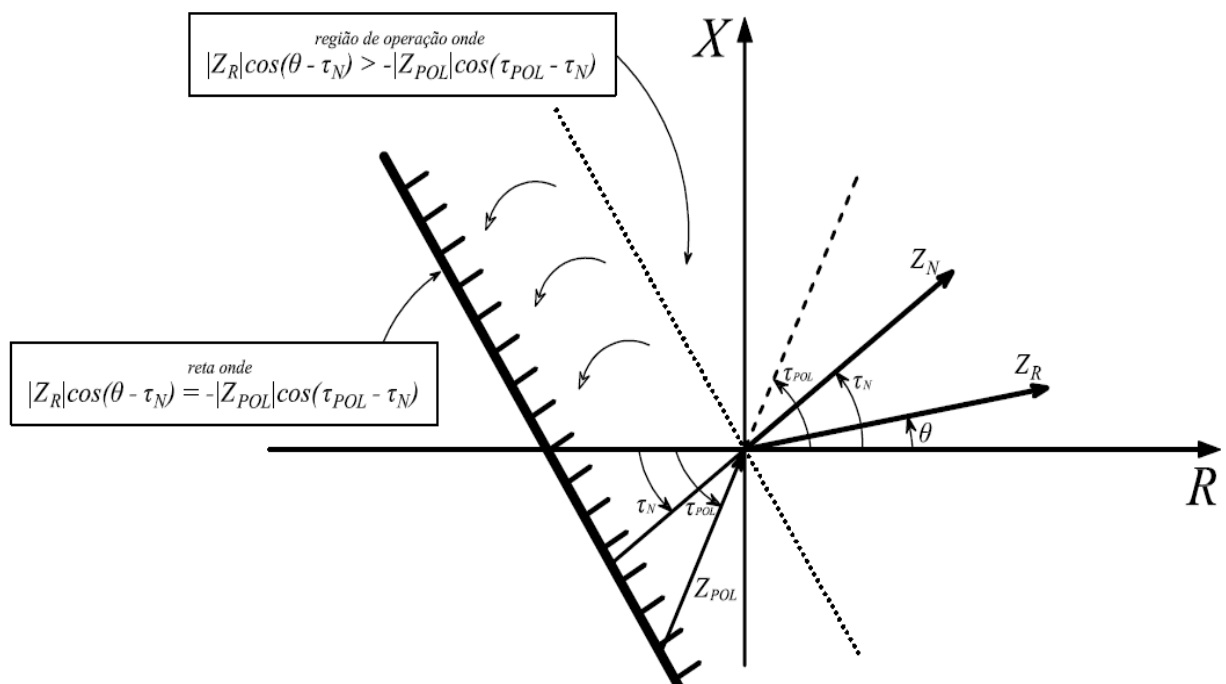


Figura 3.8 – Característica de operação da unidade Direcional Polarizada, faltas à frente.

Fonte: Adaptado de Pereira (2013).

Com a introdução do sinal de polarização ocorre um deslocamento da reta para baixo da origem na característica de operação da unidade Direcional Convencional. Este deslocamento é dinâmico, uma vez que a impedância de polarização (Z_{POL}) não é constante, e é diretamente dependente das tensões polarização caracterizando assim a unidade Direcional Polarizada. A característica de operação da unidade Direcional Polarizada é mostrada na Figura 3.8.

3.3.2 Unidade OHM

A característica de operação de uma unidade OHM também é dada por uma reta, só que a região de operação é abaixo dela e ela não passa pela origem. Esta unidade também é conhecida como Ângulo-Impedância. A Figura 3.9 logo abaixo ilustra graficamente a característica de operação, onde se faz necessário conhecer o módulo e ângulo da impedância réplica Z_N para defini-la.

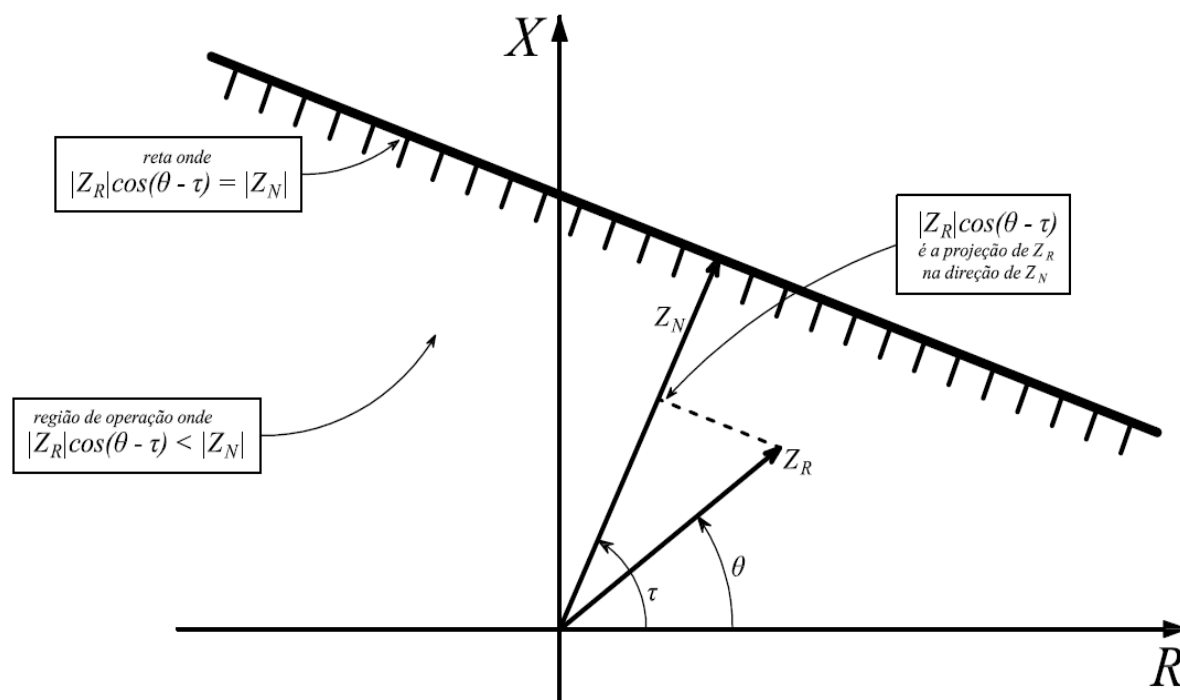


Figura 3.9 – Característica de operação da unidade OHM (Ângulo Impedância).

Fonte: Adaptado de Pereira (2013).

As grandezas de entrada COA de raio unitário e COF cosseno são demonstradas na Tabela 3.3 a seguir.

Tabela 3.3 – Sinais de entrada para unidade OHM (Ângulo Impedância).

Sinal	COA ($r = I$)		COF (cos)	
	S_O	S_R	S_I	S_2
Tensão	$2IZ_N - V$	V	IZ_N	$IZ_N - V$
Corrente	$2I - Y_N V$	$Y_N V$	I	$I - Y_N V$

Fonte: Adaptado de Pereira (2013).

Sua característica de operação é demonstrada a seguir através de um COA ($r = I$):

$$\frac{|S_O|}{|S_R|} \geq 1 \Rightarrow \frac{|2IZ_N - V|}{|V|} \geq 1 \quad (3.24)$$

Dividindo o numerador e o denominador por I , vem que:

$$\left| \frac{2Z_N - Z_R}{Z_R} \right| \geq 1 \Rightarrow |2Z_N - Z_R|^2 \geq |Z_R|^2 \quad (3.25)$$

Onde Z_N é constante e Z_R é variável por ser dependente da tensão de alimentação do relé e de sua corrente. Logo, temos:

$$|Z_R|^2 + 4|Z_N|^2 - 2|Z_R||2Z_N|\cos(\theta - \tau) \geq |Z_R|^2 \quad (3.26)$$

Finalmente,

$$|Z_R|\cos(\theta - \tau) \leq |Z_N| \quad (3.27)$$

A unidade de relé tipo Reatância possui um elemento de sobrecorrente e um elemento direcional de corrente/tensão que se opõe a qualquer

um ou auxilia o elemento de sobrecorrente, dependendo do ângulo de fase entre a corrente e a tensão. Em outras palavras, um relé de Reatância é um relé de sobrecorrente com restrição direcional.

Um relé de distância tipo Reatância para a proteção da linha de transmissão não poderia usar uma unidade Direcional Convencional, pois este iria esbarrar em condições normais de carga ou ficaria próximo do fator de potência unitário. Para tanto, este relé requer uma unidade Direcional que é inoperante em condições normais de carga, denominado como relé Direcional com restrição de tensão. Quando utilizado com um relé de distância tipo Reatância, esta unidade também tem sido chamada de uma "unidade de partida".

Se, nesta unidade, faz-se o ajuste tal que $\tau = 90^\circ$, então, esta unidade recebe o nome de unidade de Reatância, e sua característica de operação é mostrada na Figura 3.10.

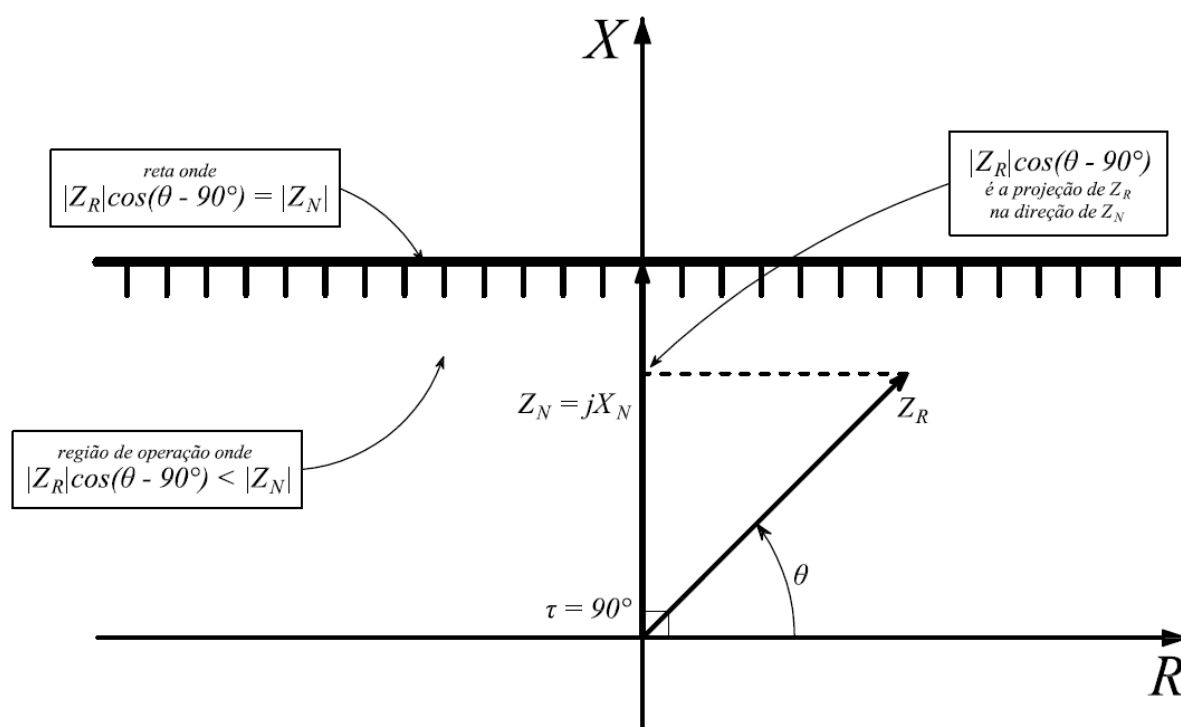


Figura 3.10 – Característica de operação unidade Reatância.

Fonte: Adaptado de Pereira (2013).

3.3.3 Unidade Quadrilateral

O relé com característica quadrilateral combina as vantagens do relé de reatância com características de controle alcance direcionais e resistivas. Isto permite que valores mais elevados de resistência de falta sejam cobertos. Características quadrilaterais são ideais para proteção de falta a terra em linhas de curto a médio comprimento onde é necessário um alto grau de tolerância a resistência de falta (SAENGSUWAN, 1999). A característica quadrilateral envolve basicamente a combinação de duas unidades de medida. Estas unidades consistem em duas unidades Direcionais (linhas do lado esquerdo e lado inferior), e duas unidades OHM (linhas do lado direito e lado superior).

O relé de distância Quadrilateral é opção efetiva para proteção da linha de transmissão, uma vez que cobre a área mínima no diagrama R-X, sendo a mais próxima da característica relé de distância ideal (YESANSURE, 2013). O extenso poder computacional que existe em relés microprocessados modernos facilita muito a tarefa de criar uma característica quadrilateral.

Do ponto de vista de aplicação, a área operacional de um elemento de distância com uma característica quadrilateral é adequada. Com este tipo de característica, a área de disparo pode ser especificada para envolver estreitamente a área desejada. Isto é especialmente útil para faltas que envolvem a terra e, por consequência, a capacidade de detectar a resistência de falta associada se torna um fator importante. Por estas razões, os elementos de distância quadrilaterais são muitas vezes aplicados em associação com unidades de terra.

O relé utilizado para implementação do relé foi adaptado do modelo 7SA6, fabricante Siemens, sendo que este possui como característica um hexágono não regular definido por seis retas, ou seja, duas Direcionais Polarizadas e quatro do tipo OHM. Neste trabalho, foram utilizadas apenas quatro retas, sendo duas Direcionais Polarizadas e duas do tipo OHM, eliminado assim, as retas referentes à redução de zona (*Tilt*) e também a reta de resistência do *Load Encroachment*, conforme ilustra a Figura 3.11. No entanto, tal procedimento adotado não compromete as funções de proteção do relé.

τ_{UD} ângulo definido pelo analista:

$$\tau_{UD} > \tau_L \quad \text{e} \quad 75\% \leq \tau_{UD} \leq 85\% \quad (3.32)$$

R_A resistência associada ao valor máximo adotado para R_F :

$$\begin{cases} R_A \geq 2R_{F(Max)} \Rightarrow \text{Unidades de fase} \\ R_A \geq 3R_{F(Max)} \Rightarrow \text{Unidades de terra} \end{cases} \quad (3.33)$$

α_{D1} ângulo que define a inclinação da reta D_1

α_{D2} ângulo que define a inclinação da reta D_2

A unidade Direcional Polarizada D_1 é definida pela impedância Z_{ND1} , que estabelece sua inclinação, e pelos fatores m_{D1} e q_{D1} , que estabelecem as polarizações. Apenas seu ângulo τ_{D2} é importante na sua definição.

No relé do 7SA6 seu ângulo é definido pelo ângulo α_{D2} , que vale 30°. Assim, pela Figura 3.11 anterior tem-se que:

$$\tau_{D1} = \alpha_{D1} = 30^\circ \Rightarrow Z_{ND1} = |Z_{ND1}| \angle \tau_{D1} = |Z_{ND1}| \angle \alpha_{D1} = |Z_{ND1}| \angle 30^\circ \quad (3.34)$$

A equação que define seu funcionamento é dada por:

$$|Z_R| \cos(\theta - \tau_{D1}) \geq -|Z_{PD1}| \cos(\tau_{D1} - \tau_{PD1}) \quad (3.35)$$

A impedância de polarização da unidade D_1 é dada por Z_{PD1} :

$$\begin{cases} Z_R = \frac{V_{D1}}{I_{D1}} = |Z_R| \angle \theta \\ Z_{PD1} = |Z_{PD1}| \angle \tau_{PD1} = m_{D1} Z_{mD1} + q_{D1} Z_{qD1} = m_{D1} \frac{V_{mD1}}{I_{D1}} + q_{D1} \frac{V_{qD1}}{I_{D1}} \end{cases} \quad (3.36)$$

A unidade Direcional Polarizada D_2 é definida pela impedância Z_{ND2} , que estabelece sua inclinação, e pelos fatores m_{D2} e q_{D2} , que estabelecem

as polarizações. Apenas seu ângulo τ_{D1} é importante na sua definição. No relé do 7SA6 seu ângulo é definido pelo ângulo α_{D1} , que vale 22° . Assim, pela Figura 3.11 anterior tem-se que:

$$\tau_{D2} = 90^\circ - \alpha_{D2} = 68^\circ \Rightarrow Z_{ND2} = |Z_{ND2}| \angle 68^\circ \quad (3.37)$$

A equação que define seu funcionamento é dada por:

$$|Z_R| \cos(\theta - \tau_{D2}) \geq -|Z_{PD2}| \cos(\tau_{D2} - \tau_{PD2}) \quad (3.38)$$

A impedância de polarização da unidade D_2 é dada por Z_{PD2} :

$$\begin{cases} Z_R = \frac{V_{D2}}{I_{D2}} = |Z_R| \angle \theta \\ Z_{PD2} = |Z_{PD2}| \angle \tau_{PD2} = m_{D2} Z_{mD2} + q_{D2} Z_{qD2} = m_{D2} \frac{V_{mD2}}{I_{D2}} + q_{D2} \frac{V_{qD2}}{I_{D2}} \end{cases} \quad (3.39)$$

A unidade OHM dada por O_1 é definida pela impedância Z_{NO1} :

$$Z_{NO1} = |Z_{NO1}| \angle \tau_{O1} \quad (3.40)$$

O módulo da impedância estabelece a distância da reta O_1 à origem e seu ângulo estabelece a inclinação da reta O_1 . Nota-se pela Figura 3.11 que esta reta é paralela à Z_{UD} e cruza o eixo das resistências em R_A . Desta forma, são importantes para sua definição os valores de R_A e do ângulo τ_{O1} :

$$\tau_{O1} + \tau_{UD} = 90^\circ \Rightarrow \tau_{O1} = 90^\circ - \tau_{UD} \quad (3.41)$$

O módulo da impedância Z_{NO1} é dada por:

$$|Z_{NO1}| = R_A \cos \tau_{O1} \quad (3.42)$$

A equação que define o funcionamento desta unidade é:

$$|Z_R| \cos(\theta - \tau_{O1}) \leq |Z_{NO1}| \quad (3.43)$$

A unidade OHM dada por O_2 é definida pela impedância Z_{NO2} :

$$Z_{NO2} = |Z_{NO2}| \angle \tau_{O2} \quad (3.44)$$

O módulo da impedância estabelece a distância da reta O_2 à origem e seu ângulo estabelece a inclinação da reta O_2 . São importantes para sua definição os valores de $|Z_{NO2}| = X_{O2}$ e do ângulo τ_{O2} . Pela Figura 3.11 tem-se que $\tau_{O2} = 90^\circ$.

O valor do módulo da impedância $|Z_{NO2}|$ é dada por:

$$|Z_{NO2}| = X_{NO2} = \eta X_L \quad (3.45)$$

A equação que define o funcionamento desta unidade é dada por:

$$|Z_R| \cos(\theta - \tau_{O2}) \leq |Z_{NO2}| \quad (3.46)$$

3.4 Tipos de Polarizações

A capacidade de um relé de distância realizar a medição com precisão até o ponto de falta depende da tensão mínima na localização do relé, e esta deve ter valor acima de certa tensão especificada. Desta forma, os relés são projetados para que todas as falhas próximas não vão impedir o funcionamento deste, visto que, a tensão se encontra em patamares aceitáveis de operação.

No entanto, para faltas muito próximas a barra do relé, ou até mesmo na própria barra, é inevitável que não ocorra queda brusca de tensão, fazendo com que o relé perca o sinal de referência e não opere corretamente. Para tanto, neste trabalho foi adotado diversos sinais de polarização através da combinação das tensões a fim de obter sinais adequados para operação do relé, conforme será tratado a seguir. Para verificar o impacto de diferentes alternativas de polarização,

vale a pena considerar um relé genérico de distância, utilizando os seguintes sinais aplicados a um comparador de fase tipo cosseno (PEREIRA *et al.*, 2011 e MORAES *et al.*, 2005):

$$\begin{cases} S_1 = I_{Loop} \cdot Z_N - V_{Loop} = |S_1| \angle \theta_{S1} \\ S_2 = V_{POL} = |S_2| \angle \theta_{S2} \end{cases} \quad (3.47)$$

O comparador de fase monitora a diferença angular entre os dois sinais de entrada distintos. O critério de operação é dado por $-90^\circ < (\angle \theta_{S1} - \angle \theta_{S2}) < 90^\circ$.

Caso ocorra uma falta sólida na barra, ou muito próxima desta, onde o relé se encontra instalado, o sinal de referência S_2 não vai se anular e o comparador irá executar de forma satisfatória a função para o qual ele foi designado.

Para lidar com faltas desequilibradas e próximas a barra ($V_{Loop} \approx 0$), o sinal S_2 pode ser fornecido:

- (i) usando a combinação das fases não afetadas pelo curto-circuito, conhecida como Polarização Singela:

$$S_2 = q \cdot V_Q \quad (3.48)$$

- (ii) usando as combinações das fases não afetadas pelo curto-circuito com a fase afetada, conhecida como Polarização Dual Cruzada:

$$S_2 = f \cdot V_{Loop} + q \cdot V_Q \quad (3.49)$$

- (iii) usando as combinações das fases não afetadas pelo curto-circuito com a fase afetada em um instante anterior a falta, conhecida como Polarização Dual Cruzada com Memória:

$$S_2 = f \cdot V_{Loop} + m \cdot V_M + q \cdot V_Q \quad (3.50)$$

Sendo:

I_{Loop} a corrente da unidade de falta

Z_N a impedância réplica da linha de transmissão

V_{Loop} a tensão da unidade de falta

V_{POL} a tensão de polarização

V_M a tensão de memória

V_Q a tensão de quadratura

f, m, q valores percentuais reais positivos relativos à tensão da unidade afetada, tensão de memória e quadratura, geralmente entre 0 a 1

Os sinais de medição e polarização utilizados para os loops de falta AT e BC são mostrados nas Tabelas 3.4 e 3.5.

Tabela 3.4 – Sinais comparadores para loops a terra

SINAIS DE ENTRADA			
Loop de	Polarização Singela	Polarização Dual Cruzada	Polarização Dual Cruzada com memória
Falta AT	$\begin{cases} S_1 = (I_A + k_0 I_{a0}) \cdot Z_N - V_A \\ S_2 = q \cdot \frac{V_{BC}}{\sqrt{3}} \angle + 90^\circ \end{cases}$	$\begin{cases} S_1 = (I_A + k_0 I_{a0}) \cdot Z_N - V_A \\ S_2 = f \cdot V_A + q \cdot \frac{V_{BC}}{\sqrt{3}} \angle + 90^\circ \end{cases}$	$\begin{cases} S_1 = (I_A + k_0 I_{a0}) \cdot Z_N - V_A \\ S_2 = f \cdot V_A + m \cdot V_A + q \cdot \frac{V_{BC}}{\sqrt{3}} \angle + 90^\circ \end{cases}$

Fonte: Adaptado de Pereira (2013).

Tabela 3.5 – Sinais comparadores para loops de fase

SINAIS DE ENTRADA			
Loop de	Polarização Singela	Polarização Dual Cruzada	Polarização Dual Cruzada com memória
Falta BC	$\begin{cases} S_1 = I_{BC} \cdot Z_N - V_{BC} \\ S_2 = q \cdot \sqrt{3} \cdot V_A \angle - 90^\circ \end{cases}$	$\begin{cases} S_1 = I_{BC} \cdot Z_N - V_{BC} \\ S_2 = f \cdot V_{BC} + q \cdot \sqrt{3} \cdot V_A \angle - 90^\circ \end{cases}$	$\begin{cases} S_1 = I_{BC} \cdot Z_N - V_{BC} \\ S_2 = f \cdot V_{BC} + m \cdot V_{BC} + q \cdot \sqrt{3} \cdot V_A \angle - 90^\circ \end{cases}$

Fonte: Adaptado de Pereira (2013).

A corrente de sequência zero I_{a0} é obtida por:

$$3I_{a0} = I_A + I_B + I_C \quad (3.51)$$

A expressão do fator de compensação de sequência zero k_0 é dada por:

$$k_0 = \frac{Z_{L0} - Z_{L1}}{3Z_{L1}} \quad (3.52)$$

Sendo:

I_{a0} é a corrente de sequência zero

k_0 é o fator de compensação de sequência zero

Z_{L0} é a impedância réplica de sequência zero

Z_{L1} é a impedância réplica de sequência positiva

Neste trabalho as polarizações foram aplicadas para níveis de tensão abaixo de 15% da tensão nominal.

CAPÍTULO 4

Processamento de Sinais

As rotinas de condicionamento de sinais permitem uma melhor seletividade, maior precisão no processo de estimação fasorial e tempos de desligamentos (*trip*) mais curtos, mesmo durante situações de falha complexas. Tais rotinas buscam corrigir interferências ou deficiências, a fim de que tal sinal seja repassado de forma adequada para os processamentos subsequentes. Os dados de tensão e corrente dos dois terminais (local e remoto) da linha de transmissão são obtidos a partir de registradores que são ajustados para registrar ciclos de dados desde a abertura do disjuntor até instantes que precedem o início do defeito (informações pré-falta, de falta e pós-falta). No entanto, falhas desta natureza podem ser simuladas com o auxílio de programas voltados para esta área como veremos a seguir.

4.1 Estrutura do Relé Digital

Um relé digital é constituído pelos seguintes subsistemas (ver Figura 4.1):

- Sistema de entrada analógica
 - Interface A/D (Analógico/Digital)
 - Microprocessador
 - Sistema de saída Digital
-

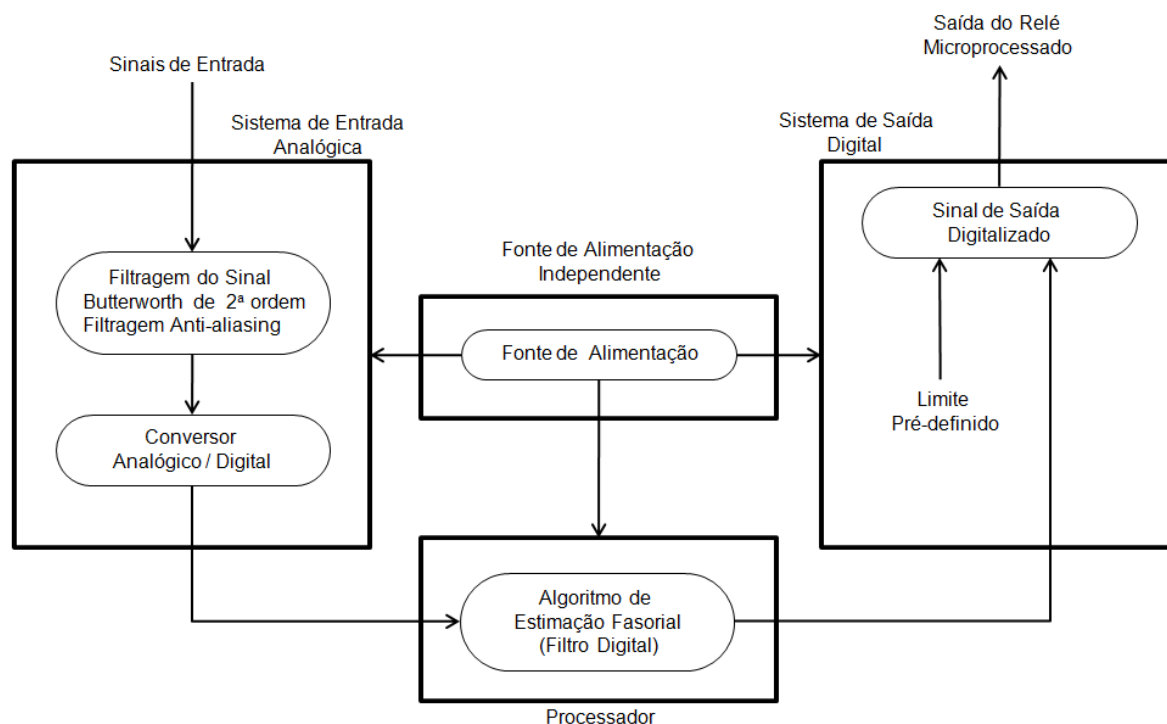


Figura 4.1 – Diagrama de blocos de um relé numérico (microprocessado).

Fonte: Adaptado de Paithankar (2010).

Os relés microprocessados operam com sinais filtrados e amostrados, e através destes sinais adotam-se critérios computacionais para exercer a função de proteção.

A fim de proteger o relé de grandes transitórios oriundos dos sinais de entrada, utiliza-se um filtro com o intuito de atenuar tais interferências. A filtragem é realizada através de um filtro passa-baixa (Butterworth de 2ª ordem) para minimizar erros na digitalização do sinal. Os sinais analógicos são aplicados a interface *Sample & Hold* (*S/H*), que amostram os sinais de fase no mesmo instante. Logo em seguida, os valores capturados por cada *S/H* são geralmente multiplexados dando entrada a um conversor Analógico/Digital (*A/D*).

A conversão *A/D* dos valores amostrados representa os sinais de entrada analógicos em sinais digitais de entrada, a qual digitaliza o valor instantâneo das formas de onda a uma frequência de amostragem que usualmente varia entre 480 Hz a 2400 Hz. No entanto, a conversão não é instantânea, e por esta razão, a interface *Sample & Hold* inclui tipicamente um circuito amostragem e retenção, que tem como finalidade principal congelar a amostra a ser usada pelos blocos seguintes. Tal circuito fornece amostragem ideal e mantém os valores definidos

para quantização pelo conversor A/D. Posteriormente, este sinal é comparado com o limiar pré-definido no algoritmo do relé digital, e a operação do relé é executada com base nesta comparação, a partir das medições amostradas. Neste trabalho adotou-se uma frequência de amostragem de 1920 Hz.

A CPU (*Central Processing Unit*) e suas unidades complementares são responsáveis pelo processamento de diversas funções envolvendo a proteção (gerenciamento dos conversores A/D e da memória, cálculo dos fasores e a execução da lógica de proteção do relé), e também, pela comunicação dos hardwares com o sistema elétrico e a supervisão.

4.2 Etapas de um Relé Digital de Distância

Os relés de proteção são considerados os mais importantes componentes do sistema de proteção, uma vez que a decisão lógica sobre a atuação em uma determinada região é feita por estes equipamentos (PHADKE; THORP, 2009). Por causa dessa importância para o sistema, os relés devem ser equipamentos extremamente confiáveis e robustos, pois, suas funções somente serão exigidas em condições anormais de operação, não sendo requeridos durante a operação normal do SEP (ELMORE, 2003).

Para tal tarefa, adotou-se a metodologia de estimação das componentes fundamentais, que é baseada na teoria de transformadas ortogonais. Um par ortogonal de funções base, senoidais ou quadradas, é correlacionada com os dados amostrais para extrair as componentes da função base da forma de onda de entrada digitalizada. A parte de interesse é justamente a componente fundamental do sinal sem o acréscimo de uma infinita soma de certos harmônicos, atuando assim, como um filtro digital.

Proteger as linhas de transmissão é uma das tarefas mais importantes no sentido de salvaguardar o SEP de falhas, onde as quais precisam ser extintas o mais rápido possível. As etapas básicas de um relé de distância podem ser divididas em: (i) detecção e classificação da falta, (ii) cálculo da impedância aparente e distância da falta, (iii) verificação da zona de proteção e, caso uma falta seja detectada, (iv) o envio de sinal para abertura dos disjuntores para isolamento elétrica

da falta envolvida (COURY, 1987). Na Figura 4.2, é demonstrado através do fluxograma as rotinas aplicadas desde a entrada de dados até o momento do sinal de *trip*.

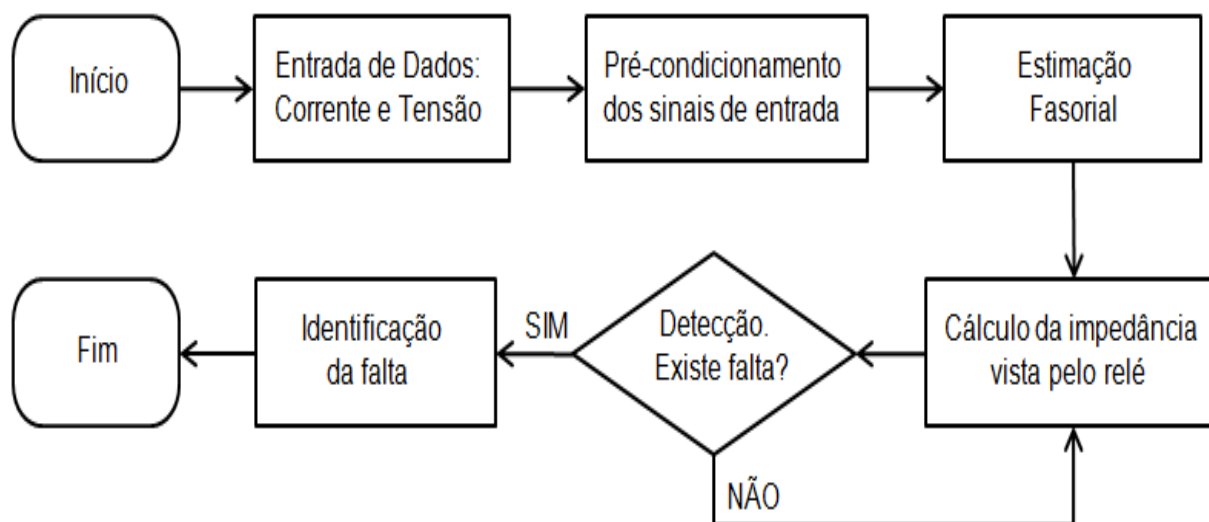


Figura 4.2 – Fluxograma geral de um relé digital microprocessado baseado no cálculo da impedância aparente.

Fonte: Adaptado de Silveira (2001).

O fluxograma demonstra um modo geral à rotina de processamento de um relé digital de distância. Pela figura nota-se que o primeiro passo é a aquisição dos sinais de tensão e corrente em um dos terminais da linha de transmissão, que são adquiridos por meio de Transformadores de Potencial (TP) e Transformador de Corrente (TC), respectivamente. Logo em seguida, os sinais analógicos passam por um filtro passa-baixa para eliminar ruídos e harmônicos indesejáveis para que nos processos posteriores sejam evitados erros na digitalização destes pelo conversor Analógico/Digital (A/D).

Então, realiza-se a detecção da falta e classificação da mesma, e o relé efetua o cálculo da impedância aparente para a verificação da zona de proteção na qual a falta se localiza. Dentro deste contexto, a classificação correta e rápida da falta é um passo importante para a lógica de controle do relé. O cálculo da impedância deve, necessariamente, utilizar a informação do tipo de falta e dos fasores de tensão e corrente.

4.3 Entrada dos Dados de Tensão e Corrente

Os dados de tensão e corrente geralmente são fornecidos por oscilogramas digitais de linhas de transmissão, onde através dos equipamentos de medição (TPs e TCs) realizam a leitura dos valores secundários. Neste trabalho, os dados de entrada correspondentes aos oscilogramas que foram gerados a partir de simulações de falhas de um sistema elétrico real através do programa *ATPDraw*, com um intervalo de amostragem de 500 μ s. O relé digital foi implementado pelo programa *MATLAB*, onde o qual realizada a leitura desses dados para utilizá-los nas etapas posteriores. A Figura 4.3 ilustra a tensão de uma fase para uma falta monofásica simulada.

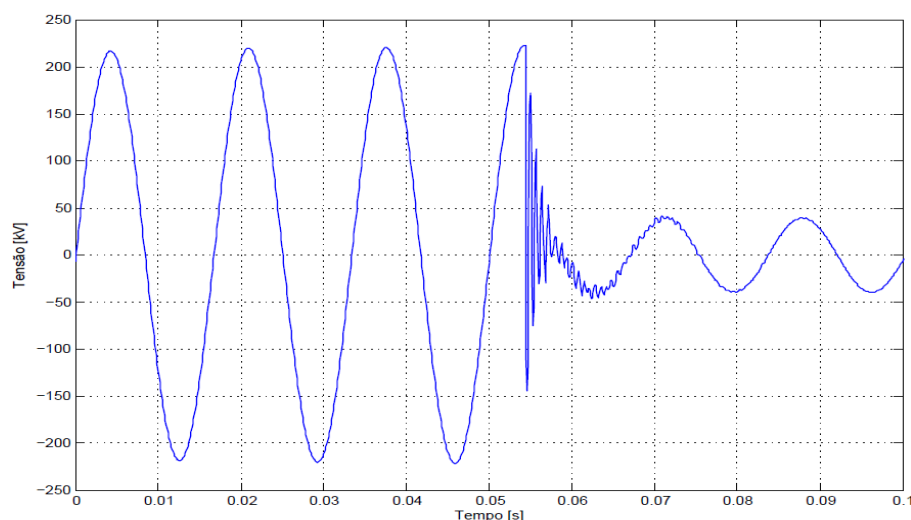


Figura 4.3 – Oscilografia gerada pelo ATPDraw.

Mais adiante, será abordada a interpolação dos dados de origem para uma frequência fixa, de forma a tornar possível trabalhar com uma mesma frequência de amostragem, independentemente dos dados de entrada.

4.4 Pré-condicionamento dos Sinais de Entrada

4.4.1 Filtragem *Anti-aliasing*

A natureza da tarefa de ajuste determina a quantidade total de filtragem necessária. Com relação à proteção de distância, que tem como base medições

de impedância, esta utiliza informações contidas nas componentes de estado estacionário senoidal de 60 Hz. Portanto, a filtragem deve preservar os componentes de estado estacionário e rejeitar outros componentes.

Os relés de proteção devem filtrar seus sinais de entrada de forma a eliminar grandezas indesejadas, mantendo apenas as componentes de interesse (SCHWEITZER; HOU, 1993). Para tanto, o filtro digital *FIR* (do inglês, Finite Impulse Response) é utilizado na filtragem do sinal, que possui como característica a dependência apenas de um histórico finito do sinal de entrada. O uso de um filtro passa-baixa se faz necessário para limitar os efeitos do ruído e as componentes de frequências indesejáveis. Além disso, um filtro *anti-aliasing* é usado para evitar possíveis erros na reconstrução do sinal de entrada realizada após a seção de conversão A/D. Qualquer sinal tendo componentes harmônicas de ordem $N \pm 1$, $2N \pm 1$, ..., $xN \pm 1$, em que N é o número de amostras por ciclo, podem exibir ruídos. Este filtro foi concebido para remover quaisquer frequências existentes no sinal de entrada que são maiores do que a metade da frequência de amostragem, ou seja, o filtro *anti-aliasing* tem que cortar todos os componentes de sinal acima da taxa de Nyquist de $N/2$. Na prática, esse filtro não pode cortar todas as componentes fora da banda de frequências, de modo que a frequência de corte do filtro *anti-aliasing* é definido com valores por volta de $N/3$.

Assim, antes de qualquer processamento nos sinais de entrada, é essencial um correto pré-processamento destes dados. Neste trabalho, inicialmente foi aplicado um filtro digital passa-baixa de 2ª ordem de *Butterworth*, cuja frequência de corte é de 100 Hz, em virtude das suas vantagens relacionadas à sua simplicidade, efetividade e por ser um dos mais utilizados na área.

A Figura 4.4 abaixo ilustra a resposta em frequência do filtro implementado. A escolha desta frequência de corte para o filtro é baseada em estudos e experiências de trabalhos anteriores (PEREIRA, *et al.*, 1998).

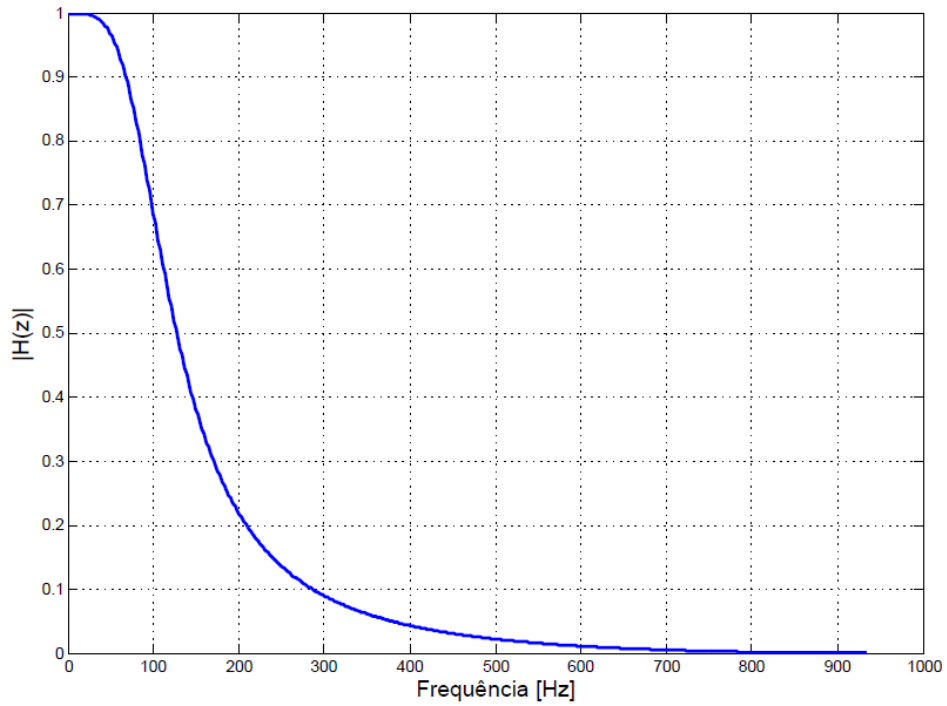


Figura 4.4 – Resposta em frequência para um filtro de Butterworth de 2ª ordem.

Na Figura 4.5 é apresentada a oscilografia original e filtrada.

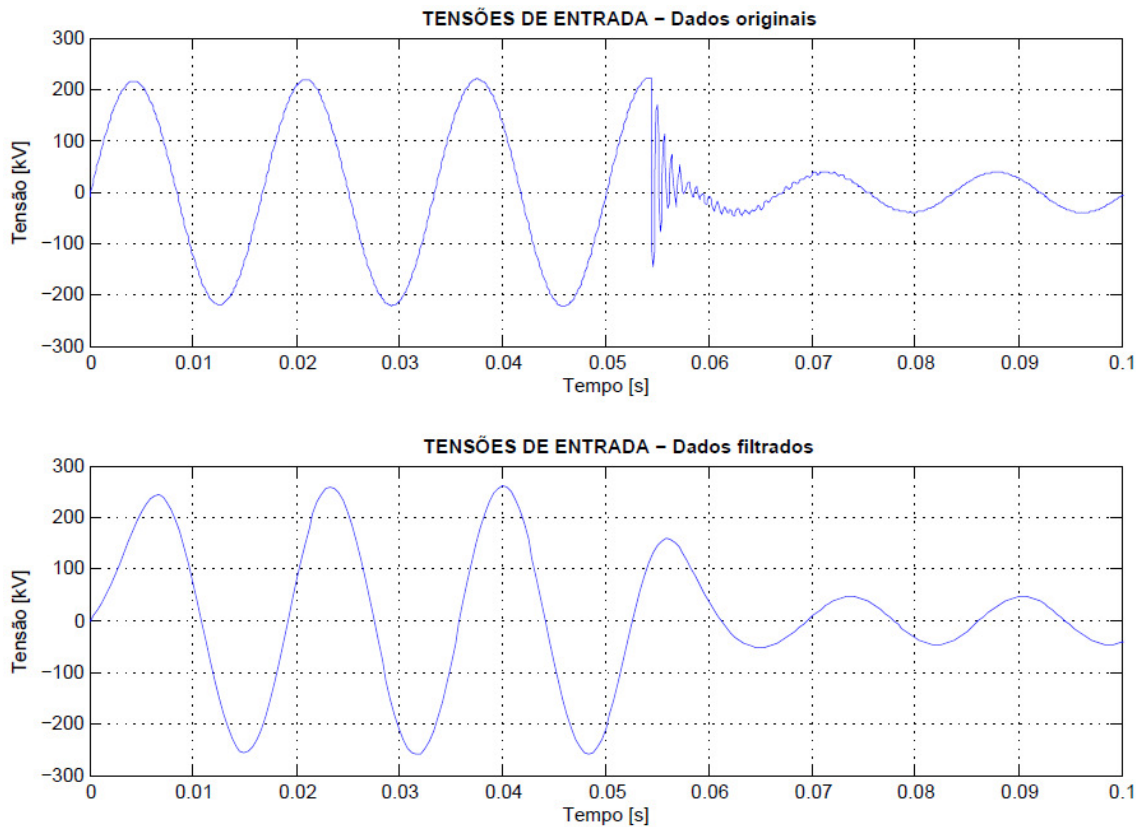


Figura 4.5 – Ondas de tensões de entrada filtradas para um curto-circuito AT.

Utilizou-se a função *butter* no *MATLAB* para a obtenção dos parâmetros do filtro anti-aliasing. O filtro de 2ª ordem implementado utilizou a frequência de corte em p.u. que foi determinada pela relação entre a frequência de corte desejada e a frequência de Nyquist. Através da função *filtfilt* realizou-se a filtragem do sinal. Entretanto, foi necessário realizar a correção em módulo dos sinais, uma vez que esta função filtragem introduz atenuação do módulo. Para tanto, a função *freqz* retorna o valor da atenuação pelo filtro, e a correção é realizada multiplicando-se o sinal filtrado pelo valor da atenuação elevada à ordem do filtro.

4.4.2 Interpolação dos Dados Filtrados

De acordo com o modelo e fabricante, os RDPs e relés amostram dados com diferentes taxas de amostragem (CLEVER, *et al.*, 2009). A amostragem das simulações realizadas no programa *ATPDraw* é a mesma obtida nas oscilografias destes equipamentos, como mencionado na seção 4.3.

A frequência com que um sinal analógico é amostrado para conversão digital é definida pela relação entre a frequência de amostragem e a interpretação digital do sinal amostrado, ou seja, pela relação do Teorema de Nyquist. Desta forma, esta frequência é definida como:

$$f_a = NPC \cdot f_0 \quad (4.1)$$

sendo que *NPC* representa o número de pontos amostrados por ciclo da frequência fundamental e f_0 a frequência fundamental.

Neste trabalho, a fim de padronizar o processamento de dados do relé digital os dados foram interpolados para 16 pontos por ciclo de 60 Hz (que corresponde a 1 ciclo), onde os quais passam a ter uma taxa de amostragem de 960 Hz. Esta escolha não foi arbitrária, mas sim pelo fato de que a maioria dos relés de proteções atuais operarem com pelo menos esta taxa, além dos resultados serem satisfatórios, visto que não são introduzidos erros significativos nos novos pontos calculados.

Para ilustrar tal procedimento, a Figura 4.6 demonstra os dados interpolados a partir de uma onda de tensão filtrada, com frequência de amostragem de 960 Hz.

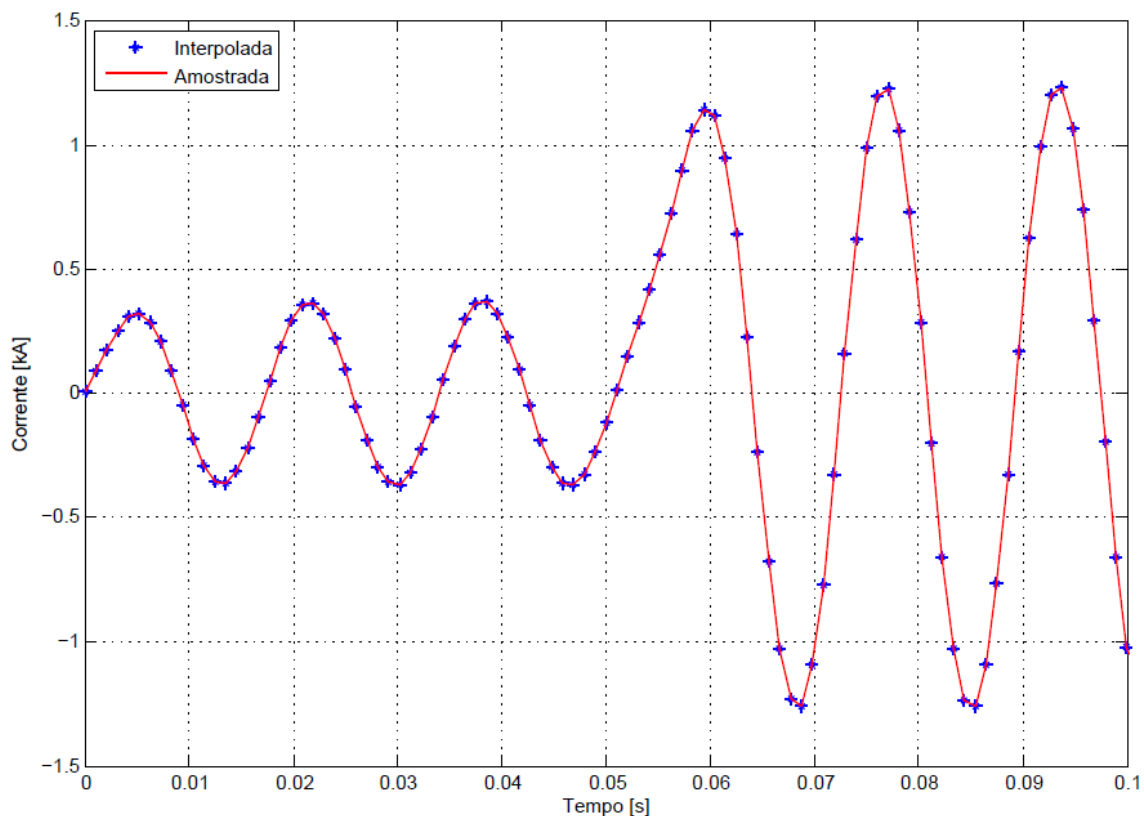


Figura 4.6 – Ondas de corrente original e a obtida por interpolação.

4.5 Estimação Fasorial Baseada no Método dos Mínimos Quadrados

A proteção de distância requer uma correta extração dos fasores fundamentais das ondas de tensão e corrente, e para tanto, foi utilizada uma variação do método dos erros mínimos quadrados de *Sachdev & Baribeau*, de modo a não influenciar negativamente os resultados, visto que se deve levar em consideração que as ondas de entradas podem apresentar uma componente contínua, além de algum conteúdo harmônico mesmo após a filtragem passa-baixa. O princípio é o cálculo da magnitude dos componentes de forma a minimizar o erro quadrado entre o modelo e os dados amostrados. Na variação deste método, considera-se que os sinais de entrada de tensão

e corrente são formados por uma exponencial decrescente e um conjunto de ondas senoidais da forma:

$$y(t) = a_0 e^{-t/\tau} + a_1 \text{sen}(\omega_0 t + \phi_1) + v'(t) \quad (4.2)$$

sendo ω_0 é a frequência angular fundamental, $v'(t)$ é o erro na aproximação de $y(t)$ ao se aproximarem as amostras pela função composta da exponencial e da senoide.

A equação (4.2) anterior possui uma componente contínua, expressa pelo termo exponencial, que através de aproximações polinomiais utilizando a série de Taylor, pode também ser reescrito conforme mostrado a seguir:

$$e^{-t/\tau} = 1 - \frac{1}{\tau} t + \frac{1}{2!} \left(\frac{t}{\tau}\right)^2 - \frac{1}{3!} \left(\frac{t}{\tau}\right)^3 + \dots \quad (4.3)$$

O termo exponencial pode ser expresso como um somatório de infinitos termos. Truncando-se a série de Taylor no terceiro termo e substituindo o resultado obtido na equação (4.2), tem-se:

$$y(t) = a_0 - \left(\frac{a_0}{\tau}\right)t + a_1 \text{sen}(\omega_0 t + \phi_1) + v(t) \quad (4.4)$$

sendo que $v(t)$ corresponde ao termo $v'(t)$ ao qual foi adicionado o erro pelo truncamento da série, ou seja, é o erro anterior mais o erro que se cometeu ao considerar apenas as três primeiras parcelas da expansão de Taylor. Reescrevendo-se a equação (4.4) através da expansão do termo senoidal utilizando identidades trigonométricas, tem-se:

$$y(t) = a_0 + a_1 \cos \phi_1 \text{sen}(\omega_0 t) + a_1 \text{sen} \phi_1 \cos(\omega_0 t) - \left(\frac{a_0}{\tau}\right)t + v(t) \quad (4.5)$$

Ou ainda,

$$y(t) = \theta_1 + \theta_2 \text{sen}(\omega_0 t) + \theta_3 \cos(\omega_0 t) + \theta_4 t + v(t) \quad (4.6)$$

Os coeficientes de θ_1 a θ_4 são constantes e dados por:

$$\theta_1 = a_0; \quad \theta_2 = a_1 \cos \phi_1; \quad \theta_3 = a_1 \text{sen} \phi_1; \quad \theta_4 = -a_0/\tau \quad (4.7)$$

A função $y(t)$ pode ser escrita na forma matricial como:

$$y(t) = \bar{x}^T(t) \cdot \bar{\theta} + v(t) \quad (4.8)$$

Por sua vez, \bar{x}^T o vetor de regressores e $\bar{\theta}$ o vetor de coeficientes, dados por:

$$\bar{x}^T(t) = [1 \quad \text{sen}(\omega_0 t) \quad \text{cos}(\omega_0 t) \quad t] \quad (4.9)$$

$$\theta^T(t) = [\theta_1 \quad \theta_2 \quad \theta_3 \quad \theta_4] \quad (4.10)$$

A precisão e a estabilidade da solução podem ser aumentadas se o número de amostras m considerado para solução for maior que o número mínimo requerido para a solução do sistema, neste caso $m > 7$.

Tomando-se m amostras $y(t_k) = y_k$ em instantes discretos $t_k = k\Delta t$, o vetor $\bar{x}^T(t)$ torna-se $\bar{x}^T(t_k)$. Colocando na forma matricial, as m equações podem ser escritas para o instante k da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} y_k \\ y_{k-1} \\ y_{k-2} \\ y_{k-3} \\ y_{k-4} \\ y_{k-5} \\ y_{k-6} \\ \vdots \\ y_{k-(m-1)} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & \text{sen} \omega_0 t_k & \text{cos} \omega_0 t_k & t_k \\ 1 & \text{sen} \omega_0 t_{k-1} & \text{cos} \omega_0 t_{k-1} & t_{k-1} \\ 1 & \text{sen} \omega_0 t_{k-2} & \text{cos} \omega_0 t_{k-2} & t_{k-2} \\ 1 & \text{sen} \omega_0 t_{k-3} & \text{cos} \omega_0 t_{k-3} & t_{k-3} \\ 1 & \text{sen} \omega_0 t_{k-4} & \text{cos} \omega_0 t_{k-4} & t_{k-4} \\ 1 & \text{sen} \omega_0 t_{k-5} & \text{cos} \omega_0 t_{k-5} & t_{k-5} \\ 1 & \text{sen} \omega_0 t_{k-6} & \text{cos} \omega_0 t_{k-6} & t_{k-6} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 1 & \text{sen} \omega_0 t_{k-(m-1)} & \text{cos} \omega_0 t_{k-(m-1)} & t_{k-(m-1)} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \\ \theta_3 \\ \theta_4 \end{bmatrix} \quad (4.11)$$

Ou seja,

$$\underbrace{\bar{y}}_{(m \times 1)} = \underbrace{\tilde{X}}_{(m \times 4)} \cdot \underbrace{\bar{\theta}}_{(4 \times 1)} \quad (4.12)$$

sendo que \bar{y} é o vetor das amostras conhecidas, \tilde{X} a matriz dos regressores e $\bar{\theta}$ o vetor dos coeficientes desejados. A solução que minimiza o erro quadrado pode ser obtida pelo método da pseudo-inversa, determinando-se assim o vetor dos coeficientes $\bar{\theta}$ expresso por:

$$\tilde{X}^T \cdot \tilde{X} \cdot \bar{\theta} = \tilde{X}^T \cdot \bar{y} \quad (4.13)$$

$$\bar{\theta} = (\tilde{X}^T \cdot \tilde{X})^{-1} \cdot \tilde{X}^T \cdot \bar{y} \quad (4.14)$$

Pode ser verificado em (4.11) que são necessárias no mínimo oito amostras para se utilizar o método dos mínimos quadrados de forma a se obter o vetor de coeficientes $\bar{\theta}$. O Apêndice A demonstra a dedução desta variável.

O fasor associado à fundamental é através dos coeficientes θ_2 e θ_3 expresso por:

$$Y = \theta_3 - j\theta_2 = |Y|e^{j\alpha} \quad (4.15)$$

Ou,

$$Y = \theta_2 + j\theta_3 = |Y|e^{j\beta} \quad (4.16)$$

Na Figura 4.7 é mostrada a resposta em frequência do filtro de mínimos quadrados, para a janela de dados de um ciclo, 16 pontos por ciclo, considerando os dois regressores *DC* (1 e *t*) e dois regressores de primeiro harmônico (*senωt* e *cosωt*).

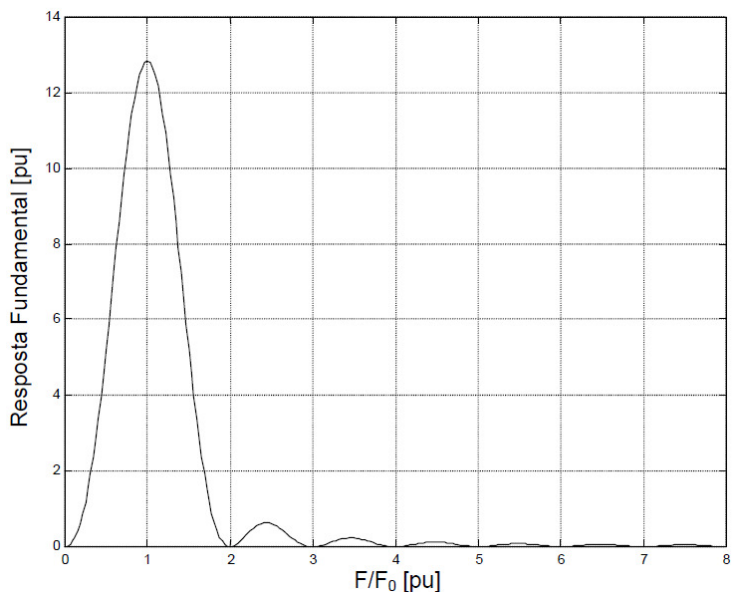


Figura 4.7 – Resposta em frequência do método dos Mínimos Quadrados.

Fonte: Adaptado de Silveira (2007).

A partir de uma simulação realizada através do *ATPDraw* foram geradas as Figuras 4.8 e 4.9 a seguir, que ilustram os sinais de tensão e corrente com suas respectivas amplitudes correspondentes dos fasores associados.

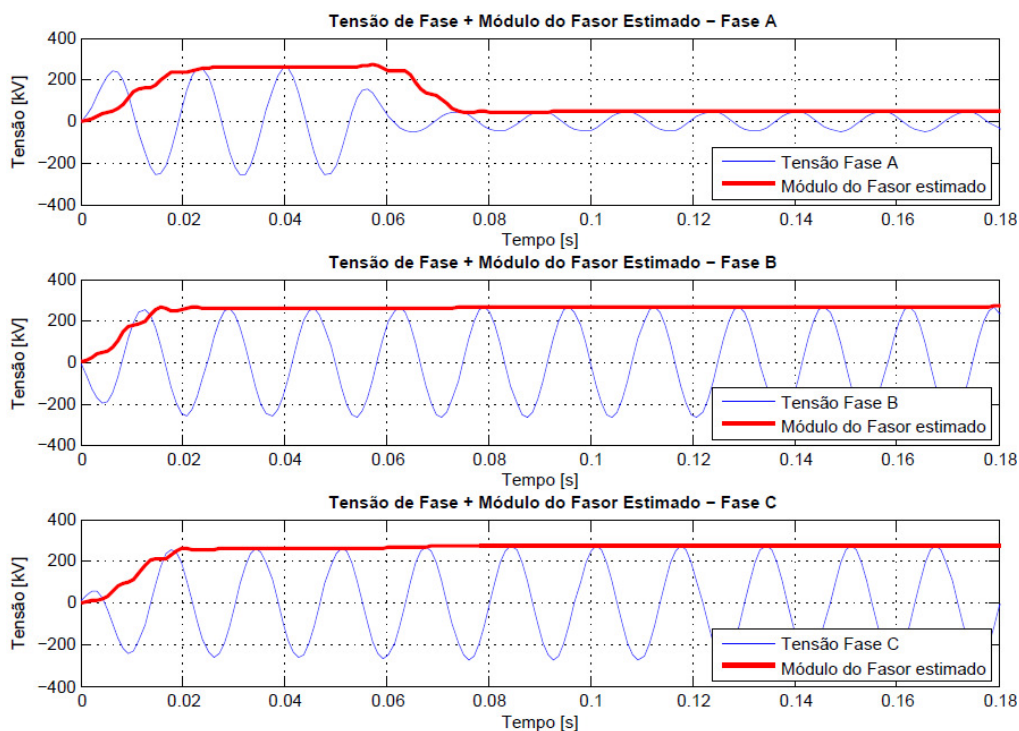


Figura 4.8 – Falta monofásica simulada no *ATPDraw*: Ondas de tensão e a amplitude dos fasores estimados.

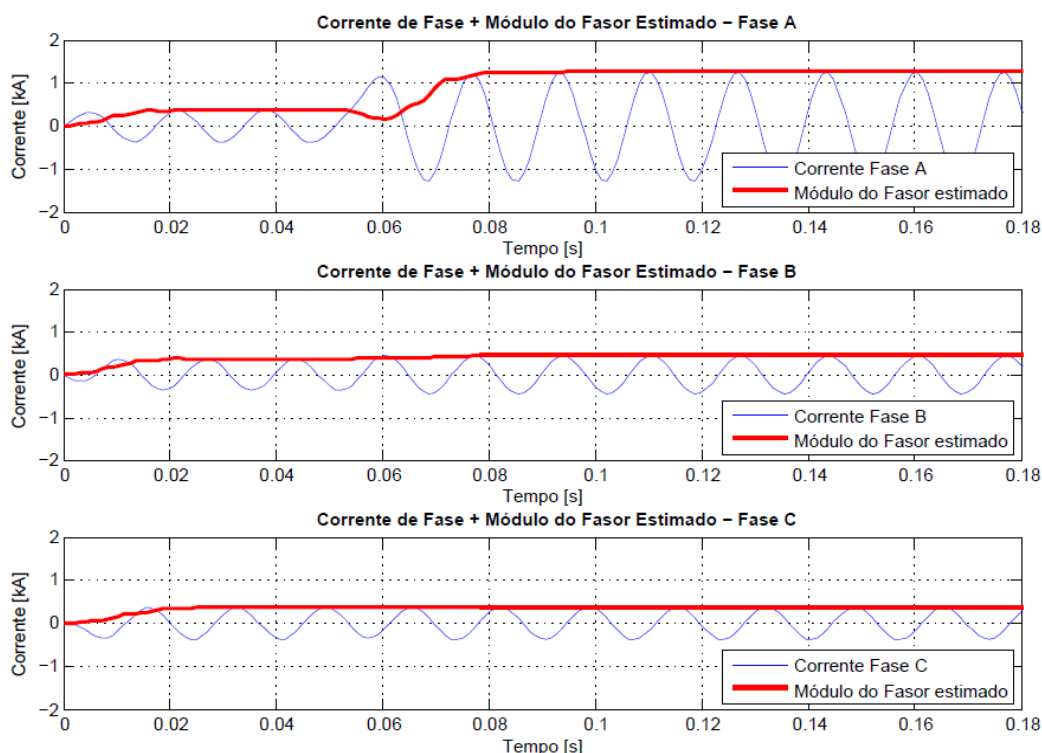


Figura 4.9 – Falta monofásica simulada no ATPDraw: Ondas de corrente e a amplitude dos fasores estimados.

4.6 Cálculo da Impedância Aparente Vista pela Unidade de Falta

As características de funcionamento de muitos relés de distância podem ser expressas em termos de impedância. Esta impedância aparente vista pelo relé de proteção é obtida pela combinação dos fasores de tensão e corrente para tal cálculo, conforme classificação da falta. A impedância aparente é calculada de forma distinta para diferentes tipos de falta (LEWIS; TIPPETT, 1947).

O relé de distância se baseia na impedância calculada, durante a ocorrência de uma falta, de modo que ele possa tomar a decisão de enviar ou não comando de abertura, ao disjuntor associado. A decisão para operação é efetuada comparando-se, a cada instante, este valor

de impedância com o valor associado ao alcance especificado do sistema de transmissão a ser protegido (SIQUEIRA, 2007).

No caso de um curto-circuito franco, a impedância medida será diretamente proporcional à distância entre o relé e o ponto do defeito. Os sinais de tensão e corrente devem ser selecionados de forma que, nas condições de qualquer tipo de curto-circuito franco, a impedância medida por alguma das unidades seja igual à impedância de sequência positiva entre a localização do relé e o ponto de defeito (COOK, 1985). O relé mede tal impedância já que esta é distribuída e considerada constante com relação à distância.

4.6.1 Impedância Medida para Faltas Fase-Terra

Quando uma falta de fase única para o solo ocorre e a tensão e corrente da fase em falta é utilizada para o cálculo da impedância medida, esta não é igual à impedância da linha vista no local do relé. Para a determinação da impedância aparente vista pelo relé, considere o circuito da Figura 4.10 para uma falta monofásica (AT).

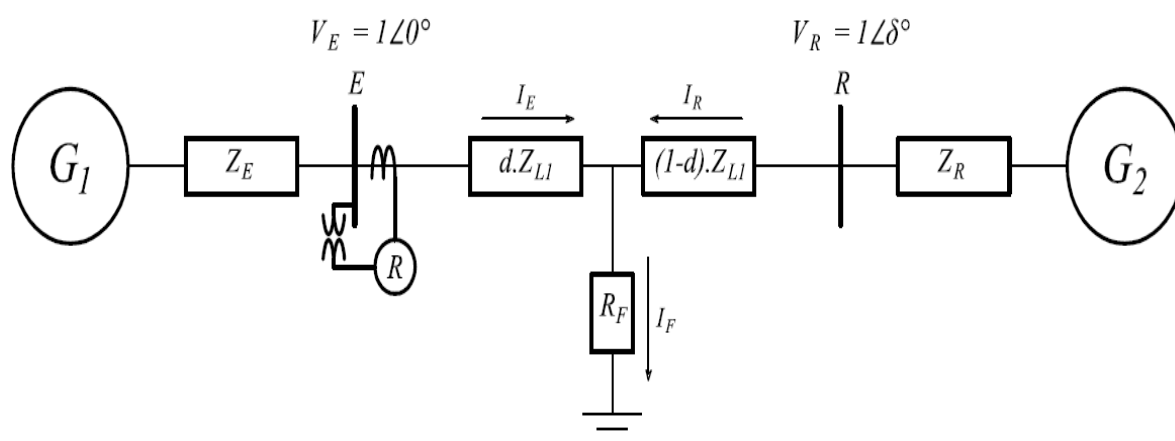


Figura 4.10 – Sistema em falta.

Fonte: Adaptado de Mooney (1998).

Considerando um curto-circuito fase-terra (AT), a tensão na fase A é dada por:

$$V_{AT} = d \cdot Z_{L1} I_{AT} + R_{F(AT)} I_F \Rightarrow d \cdot Z_{L1} (I_A + k_0 I_{a0}) + R_{F(AT)} I_F \quad (4.17)$$

Sendo:

V_{AT} é a tensão da fase A medida na barra E

I_{AT} é a corrente da fase A medida na barra E

d é a distância em p.u. da falta até a barra E

Z_{L1} é a impedância de sequência positiva

I_{a0} é a corrente de sequência zero

k_0 é a fator de compensação de sequência zero

$R_{F(AT)}$ é a resistência de falta entre a fase A e a terra

I_F é a corrente total que flui em $R_{F(AT)}$

Pode-se verificar que a impedância é modificada com a inclusão da resistência de falta (ver Figura 4.11), conforme explicado na seção 2.5.1.

A corrente I_F é dada por:

$$I_F = I_E + I_R \quad (4.18)$$

A corrente de sequência zero I_{a0} é obtida por:

$$3I_{a0} = I_A + I_B + I_C \quad (4.19)$$

Pela equação (4.21) percebe-se que a impedância calculada para faltas envolvendo a terra não pode ser determinada simplesmente pela relação direta entre a tensão e a corrente do *loop* de falta, visto que tal valor não reflete a verdadeira impedância em termos de sequência positiva (ver Figura 4.10). Para tanto, utiliza-se o fator de compensação de sequência zero k_0 que é dado por:

$$k_0 = \frac{Z_{L0} - Z_{L1}}{3Z_{L1}} \quad (4.20)$$

Este fator é utilizado nos cálculos do relé de distância para compensar a diferença entre a impedância de sequência positiva (Z_{L1}) e a impedância de sequência zero (Z_{L0}). Este fator de correção é amplamente conhecido e empregado em estudos de sistemas elétricos, sendo a maneira aplicada para minimizar o erro no alcance da proteção de distância.

Convertendo a equação (4.17) em uma medição de impedância pela divisão de todos os termos por I_E , onde $V_{AT} = V_E$ e $I_{AT} = I_E = I_A + k_0 I_{a0}$ tem-se a impedância vista pelo relé:

$$Z_{AT} = \frac{V_E}{I_E} = \frac{d \cdot Z_{L1} I_E + R_{F(AT)} (I_E + I_R)}{I_E} = d \cdot Z_{L1} + \frac{R_{F(AT)} I_F}{I_E} \quad (4.21)$$

Para o sistema radial, $\angle I_F = \angle I_E$ e Z_{AT} mede a reatância até a falta. Como $R_F(I_F/I_E)$ é um número real, $I_m(V_E/I_E) = d \cdot |X_{L1}|$, qualquer que seja o valor de R_F .

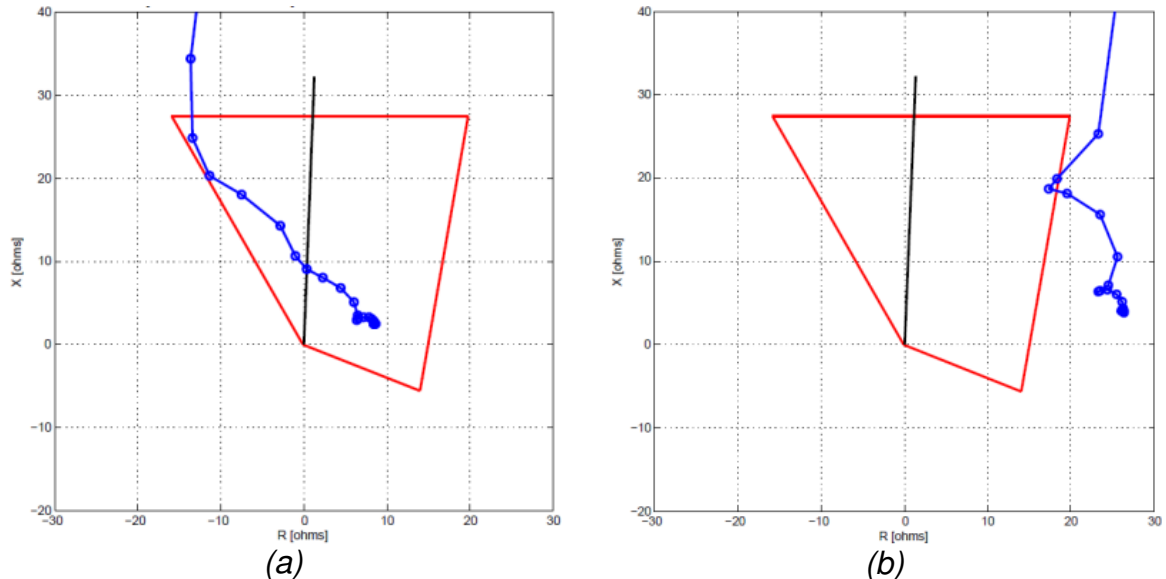


Figura 4.11 – Influência da resistência de falta no alcance do relé (ou na impedância medida pelo relé): (a) $R_F = 15$ ohms, (b) $R_F = 50$ ohms.

Na Tabela 4.1 são discriminadas as unidades de detecção de falta para, a saber, as unidades de faltas a terra.

Tabela 4.1 – Grandezas de entrada para as unidades de terra de um relé de distância.

Relé	AT	BT	CT
V_E	V_{AT}	V_{BT}	V_{CT}
I_E	$I_A + k_0 I_{a0}$	$I_B + k_0 I_{a0}$	$I_C + k_0 I_{a0}$

Fonte: Adaptado de Pereira (2013).

4.6.2 Impedância Medida para Falta Fase-Fase

Tensões de fase-fase e as diferenças entre as correntes nestas fases são usadas para medir a impedância durante faltas bifásicas. Assim, considerando o mesmo sistema da Figura 4.10, mas para um falta fase-fase (BC), a tensão entre as fases B e C é dada por:

$$V_{BC} = d \cdot 2Z_{L1}(I_B - I_C) + R_{F(BC)}I_F \quad (4.22)$$

Onde:

V_{BC} é a tensão entre as fases BC medida na barra E

I_B é a corrente da fase B em p.u. da falta até a barra E

I_C é a corrente da fase C em p.u. da falta até a barra E

$R_{F(BC)}$ é a resistência de falta entre as fases B e C

I_F é a corrente total que flui em $R_{F(BC)}$

Convertendo a equação (4.22) em uma medição de impedância pela divisão de todos os termos por I_E , onde $V_E = V_B - V_C$ e $I_E = I_B - I_C$, tem-se a impedância vista pelo relé:

$$Z_{BC} = \frac{V_E}{I_E} = \frac{V_B - V_C}{I_B - I_C} = \frac{d \cdot 2Z_{L1}I_E + R_{F(BC)}(I_E + I_F)}{I_E} \Rightarrow dZ_{L1} + \frac{R_{F(BC)}I_F}{2I_E} \quad (4.23)$$

Na Tabela 4.2 são apresentadas as unidades de detecção de falta para defeitos entre fases.

Tabela 4.2 – Grandezas de entrada para as unidades de fase de um relé de distância.

Relé	AB	BC	CA
V_E	$V_A - V_B$	$V_B - V_C$	$V_C - V_A$
I_E	$I_A - I_B$	$I_B - I_C$	$I_C - I_A$

Fonte: Adaptado de Pereira (2013).

4.7 Detecção do Instante da Falta

A metodologia utilizada no algoritmo de detecção da falta foi baseada na estimação fasorial dos sinais de entrada, que através do monitor de transitório determina o instante inicial da falta. O instante de ocorrência da falta é determinado pelo monitor de transitórios desenvolvido em trabalhos anteriores realizados no Laboratório de Proteção Digital – LRC / UFMG (SILVEIRA, 2001). Posteriormente, as amostras do período pré-falta, de transição e de falta podem ser definidos, obtendo assim três conjuntos de dados. Uma falta no sistema elétrico pode ser detectada de várias maneiras e, geralmente, está associada à mudança dos sinais de corrente e/ou tensão (COURY *et al.*, 2007).

A estimação de fasores, que normalmente são não recursivos, utiliza uma metodologia conhecida como janelamento de amostras para executar tal tarefa, onde um conjunto de amostras contidas em uma janela de dados é usado para estimar os fasores de frequência fundamental. Esta janela é fixa, e seu tamanho varia em função do método de estimação. Desta forma, este algoritmo de estimação se baseia na avaliação de um conjunto específico de amostras do sinal a ser estimado (ver Figura 4.12). Para cada instante, esta janela é deslocada, de modo que uma nova amostra seja incluída e a mais antiga seja descartada (PHADKE; THORP, 2009).

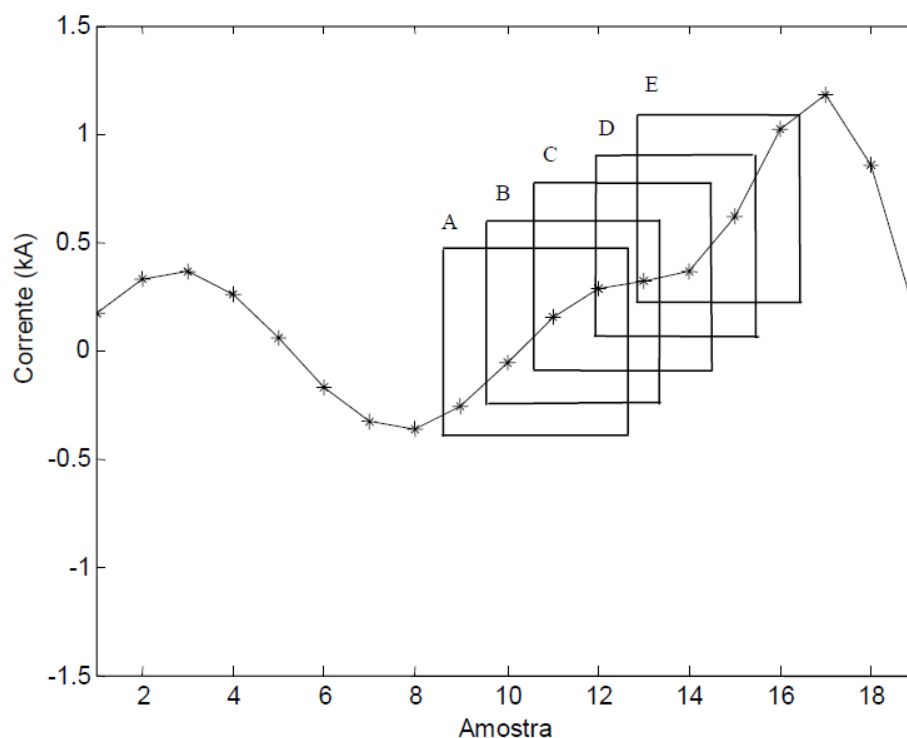


Figura 4.12 – Esquema de janelamento aplicado a um sinal de corrente.

Fonte: Adaptado de Silveira (2007).

Neste trabalho a estimação fasorial através do método dos mínimos quadrados, detalhado na seção 4.5, utilizou uma janela de dados de 16 amostras para estimar os fasores de frequência fundamental, sendo que, uma janela corresponde a 1 ciclo. O número de amostras (N_a) por ciclo está associado com a taxa de amostragem utilizada. Desta forma, para o instante k a janela de dados será formada por todas as amostras compreendidas de $k - m + 1$ até aquele instante.

Este procedimento é representado na Figura 4.12, onde se pode verificar 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, evidenciando-se os períodos pré-falta (janela A), de transição (janelas B, C e D) e de falta (janela E). Para cada janela de dados, estimam-se a amplitude e a fase do fasor na frequência fundamental do sinal avaliado. Percebe-se que, na ocorrência da falta, a janela passa por um período de transição, no qual apresenta um conjunto de amostras composto por amostras de pré-falta e de falta. Posteriormente, com o deslocamento da janela, esta passa a conter apenas amostras do sinal com defeito.

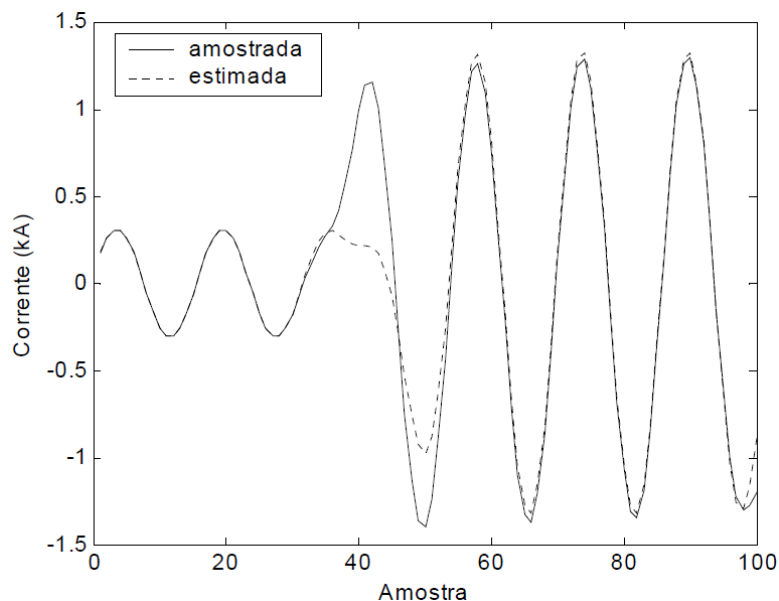


Figura 4.13 – Ondas de corrente amostrada e estimada.

Fonte: Adaptado de Silveira (2007).

Já na Figura 4.13 é ilustrada a incidência de um defeito e sua respectiva onda de corrente amostrada $i(t)$ (possui amostras pré-falta e de falta), e a onda estimada $\hat{i}(t)$. Nota-se que quando as janelas de dados estão contaminadas, estas ondas apresentam grandes diferenças nos instantes iniciais da falta tornando as estimativas não confiáveis naquele instante pelo fato dos valores não corresponderem ao sinal real.

Neste intervalo de tempo, em que as janelas de dados estão contaminadas, o monitor de transitórios se baseia na limitação da estimação fasorial, assegurando-se que todas as vezes que a estimativa fasorial divergir do sinal original haverá um transitório de falta.

Partindo do pressuposto que os valores amostrados são conhecidos, já que estes são resultantes da filtragem passa-baixa por (y_k) , e com os valores estimados de (\hat{y}_k) , pode-se calcular os resíduos:

$$r_k = y_k - \hat{y}_k \quad (4.24)$$

A fim de definir o instante da ocorrência da falta, pode-se verificar o estado transitório dos dados registrando os resíduos gerados e somando seus módulos a cada janela de dados (PHADKE; THORP, 2009), de forma que:

$$M_k = \sum_{i=0}^{NPC-1} |r_{k-i}| \quad (4.25)$$

sendo que M_k é o valor de monitoração do estado transitório em cada instante k , r_{k-i} é o resíduo gerado pela amostra $k - i$ da janela de dados e NPC, o número de pontos amostrados por ciclo da fundamental. Qualquer alteração significativa no valor de M indicará que houve um transitório, a verificação se é ou não uma falta, é feita pela rotina de identificação. Desta forma, é possível determinar o instante em que ocorreu o defeito na linha de transmissão, tornando possível a separação dos dados como desejado.

Para detecção do instante de falta, são utilizadas unidades de monitores de transitórios das correntes instantâneas de fase, resultantes da filtragem passa-baixa. Para se determinar os valores instantâneos estimados \hat{y}_k , utiliza-se a seguinte expressão:

$$\hat{y}_k = |Y| \text{sen}(\omega_0 t_k + \alpha) \quad (4.26)$$

sendo que o módulo $|Y|$ e o ângulo α são dados por (4.15). A seguir, é apresentada a evolução do valor de M para as ondas de corrente da Figura 4.13.

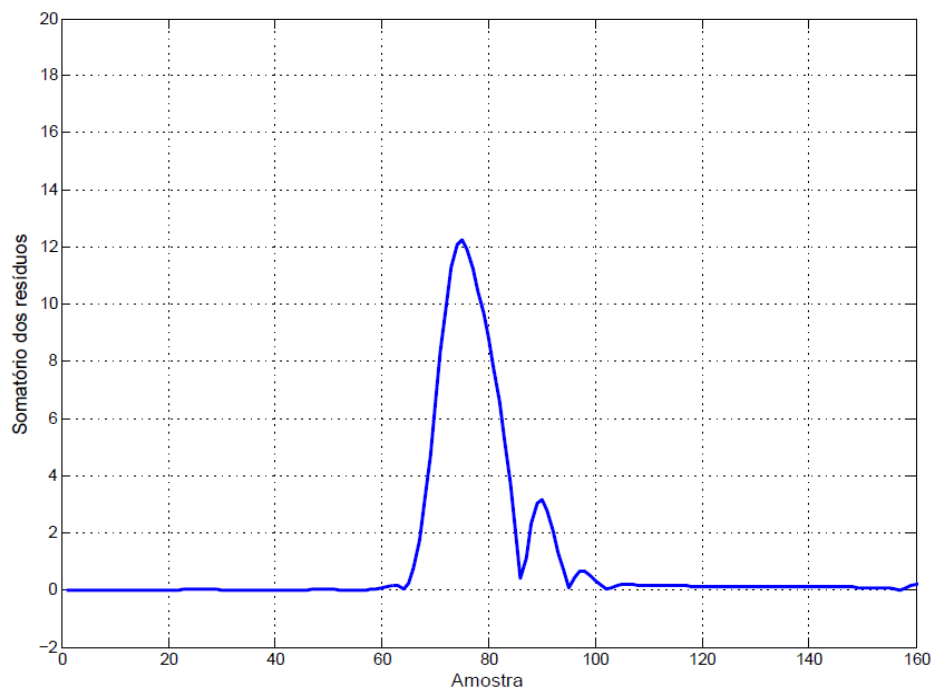


Figura 4.14 – Monitor do estado transitório.

A Figura 4.15 a seguir apresenta graficamente que rotina de detecção foi capaz de detectar corretamente o tipo de falta ocorrida.

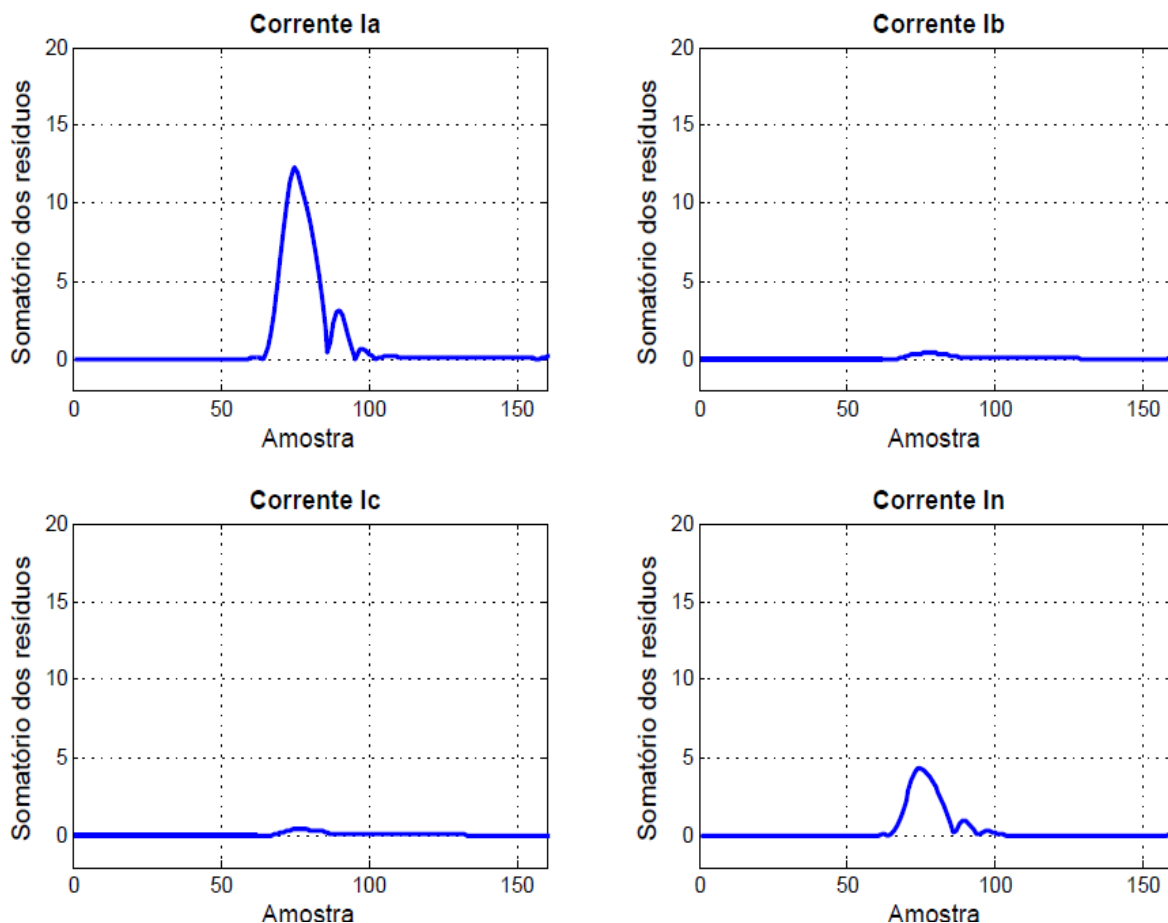


Figura 4.15 – Unidades do monitor de estado transitório resultado de uma falta AT.

Para a detecção da falta os valores dos fasores de I_a , I_b , I_c e I_n são normalizados para a fase que possui o maior valor. Considerou-se que os fasores de corrente inferiores a 0,3 são não faltosos, e os fasores de valor superior a 0,65 são faltosos. Quando a relação entre os fasores de corrente apresentar valores entre 0,3 a 0,65 estes são considerados faltosos, todavia, ainda não é possível distinguir quanto ao tipo de falta envolvida. A existência ou não da componente de sequência zero, indica então se a falta envolve ou não conexão com a terra.

A detecção da falta é de suma importância nos algoritmos de proteção para relés, visto que permite uma diminuição no tempo de cálculo da impedância aparente e uma rápida identificação das fases em falta.

4.8 Classificação da Falta

O procedimento de classificação da falta é separado em duas etapas, sendo: (i) monitor de transitório, e a própria (ii) classificação. Na primeira etapa, o procedimento adotado é a verificação de alguma alteração do valor de M . Caso haja alguma mudança significativa em seu valor, espera-se por um número mínimo de vezes que este seja maior que o limite definido a fim de tornar a classificação mais segura, ou seja, menos sensível as ocorrências nos sistemas elétricos de potência.

Na segunda etapa são utilizadas quatro fasores para as unidades de monitores: três de corrente de linha (I_a , I_b e I_c) e mais uma correspondente a componente de sequência zero (I_{a0}). A utilização desta última é necessária para determinar se o defeito ocorrido na linha de transmissão tem envolvimento com a terra ou não, conforme Tabela 4.3.

Tabela 4.3 – Classificação da falta.

Condição	Tipo de Falta
$I_b < \beta I_a$ e $I_c < \beta I_a$	AT
$I_a < \beta I_b$ e $I_c < \beta I_b$	BT
$I_a < \beta I_c$ e $I_b < \beta I_c$	CT
$I_c < \beta I_a$ e $I_b \approx I_a$	$I_{a0} > I_{min}$ ABT
e	$I_{a0} < I_{min}$ AB
$I_a < \beta I_b$ e $I_c \approx I_b$	$I_{a0} > I_{min}$ BCT
e	$I_{a0} < I_{min}$ BC
$I_b < \beta I_a$ e $I_a \approx I_c$	$I_{a0} > I_{min}$ ACT
e	$I_{a0} < I_{min}$ AC
$I_a \approx I_b \approx I_c$	ABC

Fonte: Adaptado de Coury (2007).

Caso seja positivo, verifica-se que a magnitude da componente de sequência zero cresce para faltas envolvendo a terra. O tempo de espera determinado

neste trabalho foi de $\frac{1}{4}$ de ciclo, sendo 1 ciclo igual a 16 amostras como referido na seção 4.4.2.

O parâmetro β é a razão entre as correntes de fase antes e depois da ocorrência da falta, e depende da configuração do sistema, podendo ser determinado empiricamente. Devido a erros de medição dos TCs e TPs, bem como erros na própria estimação fasorial, utiliza-se o parâmetro I_{min} sendo um limite para a componente de sequência zero. Assim, caso esta seja maior que o limite conclui-se que a falta ocorrida envolve a terra. Neste trabalho, é considerado um valor de $I_{min} = 0,01$ p.u., valor este também determinado empiricamente.

CAPÍTULO 5

Resultados Experimentais de Simulações

Nesta seção são expostos os resultados obtidos para o sistema de transmissão modelado, avaliando-os através das simulações realizadas. Neste sentido, pretende-se verificar o impacto dos diferentes tipos de curtos-circuitos, variações de resistência de falta e local da falta no comportamento da proteção de distância. Foi definido um caso de estudo composto por geradores síncronos, linhas de transmissão e suas respectivas impedâncias equivalentes.

Utilizou-se um sistema de transmissão o qual foi submetido a condições faltosas para a realização de uma série de simulações computacionais. Neste estudo foram consideradas as características dos condutores e suas respectivas disposições geométricas nas torres de transmissão.

Primeiramente, será descrito e apresentado o esquema adotado para simulação dos casos de falta a serem aplicados ao algoritmo, utilizando-se ambiente *MATLAB* e *ATPDraw*. Posteriormente, os resultados alcançados são discutidos e avaliados em cada caso, demonstrando o comportamento do relé quadrilateral diante das falhas ocorridas na linha de transmissão.

5.1 Sistema Elétrico de Potência de Estudo

O sistema elétrico em análise está representado na Figura 5.1, o qual é composto por duas fontes geradoras síncronas G_1 e G_2 com suas respectivas impedâncias equivalentes Z_{G1} e Z_{G2} , duas pequenas linhas antes dos barramentos de medição Z_E e Z_R com comprimento de 8 km, respectivamente, e uma linha de transmissão Z_{L1} de 230 kV com comprimento de 51 km.

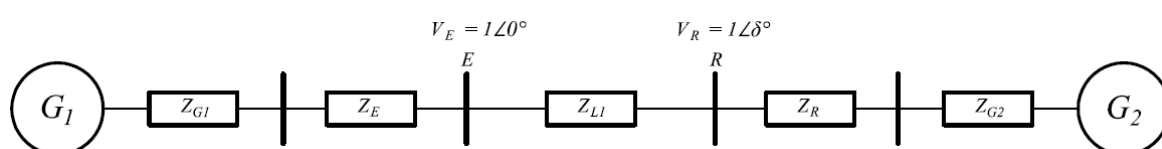


Figura 5.1 – Representação unifilar do Sistema Elétrico de Potência analisado.

As faltas foram simuladas com o programa *ATPDraw* (Alternative Transient Program), onde foi utilizado um modelo de linha de transmissão transposta. Foram simuladas ocorrências de faltas para várias distâncias da barra E, variando-se o valor da resistência de falta e tipo de falta (AT e BC), mas mantendo fixa a relação entre as fontes terminais (*SIR*), que corresponde à capacidade de curto-circuito das fontes. A tensão na barra E foi mantida em 1 (um) p.u. com ângulo de zero graus.

5.2 Modelagem do Sistema Elétrico

O desempenho de uma linha de transmissão depende quase exclusivamente de sua característica física, que não somente dita o seu comportamento em regime normal de operação, definindo os seus parâmetros elétricos, como também quando submetidas à sobretensões.

A linha de transmissão utilizada para o cálculo dos parâmetros é uma linha típica da CEMIG (Companhia Energética de Minas Gerais) de 230 kV, empregada entre as cidades de Nova Era / Antônio dias – Ipatinga (Guilman Amorim – Ipatinga 1), em Minas Gerais.

A seguir, têm-se as especificações referentes aos condutores, denotando-se as suas principais características, bem como a resistividade do solo considerada:

a) Conductor de fase CAA 322,3 mm² (636 MCM) – 26/7 Grosbeak (Al 1350):

- Quantidade de condutores por fase: 1
- Raio médio Geométrico: 12,57 mm
- Diâmetro externo: 25,16 mm
- Resistência elétrica AC (75 °C): 0,1075 Ω/km
- Resistência elétrica CC (20 °C): 0,0896 Ω/km
- Flecha máxima: 21,63 m
- Vão médio: 550 m

b) Cabos pára-raios aço galvanizado 3/8" HS:

- Quantidade de cabos: 2
- Raio médio Geométrico: 3,317 mm
- Diâmetro externo: 9,53 mm
- Resistência elétrica AC (75 °C): 3,3748 Ω/km
- Resistência elétrica CC (20 °C): 4,188 Ω/km
- Flecha máxima: 12,23 m

O Estado de Minas Gerais caracteriza-se por possuir solos constituídos por formações antigas, de alta resistividade (valor médio assumido de 2.500 Ω.m, podendo alcançar valores da ordem de 10.000 Ω.m, em locais de solo seco e afetado pela erosão) (DIAS, 2006). Neste trabalho adotou-se para a resistividade do solo o valor de 2.500 Ω.m.

O sistema foi modelado através do modelo usual a parâmetros constantes, sendo que, para a linha de transmissão foi utilizado o modelo de linha transposta. Uma vez que os parâmetros elétricos da linha foram determinados, a linha pode ser representada para se iniciar a simulação no que diz respeito às situações de falta analisadas pelo programa *ATPDraw*. Os detalhes sobre a torre de transmissão e a disposição dos condutores e cabos pára-raios são apresentados no Apêndice B.

Os parâmetros de simulação para as fontes geradoras e a linha de transmissão são mostrados na Tabela 5.1. Considera-se que os valores de sequência positiva e negativa são iguais.

Tabela 5.1 – Parâmetros do Sistema Elétrico de Potência analisado.

Fontes Geradoras		
Impedância (Ω/km)		
G_1 e G_2	Sequência Positiva	Sequência Zero
$(Z_{G1}$ e $Z_{G2})$	$1,3706 + j6,5267$	$6,3839 + j22,1978$
Linha de Transmissão		
Z_{L1}	Sequência Positiva	Sequência Zero
Impedância (Ω/km)	$0,1075 + j0,5119$	$0,5007 + j1,7410$
Admitância ($\mu\text{S}/\text{km}$)	$j3,3680$	$j2,9324$
Z_E e Z_R	Sequência Positiva	Sequência Zero
Impedância (Ω/km)	$0,0169 + j0,0803$	$0,0079 + j0,2731$

5.3 Condições de Contorno para as Simulações das Falhas

As variações consideradas para a geração de dados dos sinais faltosos, obtidos através do programa *ATPDraw*, se basearam em informações previamente estabelecidas. As condições de contorno para as simulações são descritas a seguir:

a) *Tipos de faltas aplicadas:*

- Monofásica fase-terra (AT)
- Bifásica fase-fase (BC)

b) *Distâncias em que as faltas foram aplicadas entre os barramentos E e R:*

- 5 km a frente do barramento E

- No barramento E
- 5 km atrás do barramento E
- 75% da linha de transmissão, dentro da zona 1 de proteção

c) *Resistências de falta fase-terra consideradas:*

- $R_{F(AT)} = 10$ ohms
- $R_{F(AT)} = 80$ ohms

d) *Resistência de falta fase-fase considerada:*

- $R_{F(BC)} = 0,5$ ohm
- $R_{F(BC)} = 10$ ohms

e) *SIR considerado:*

- $SIR = 0,25$ (considerando uma fonte forte)

Optou-se por considerar uma fonte geradora forte (impedância pequena) nas simulações para que houvesse uma grande contribuição desta na corrente de falta. Caso fosse empregada uma fonte geradora fraca (impedância grande), esta iria fornecer baixa contribuição de corrente de falta, e neste caso a aplicação recomendada seria a proteção diferencial de linha, a qual foge do escopo deste trabalho. Embora tecnicamente a proteção diferencial de linha não esteja descartada para sistemas com baixos valores de *SIR*, os aspectos econômicos dão larga vantagem à proteção de distância. Para as simulações adotou-se como carregamento da linha de transmissão a sua própria carga natural, ou seja, considerou-se o *SIL* da linha.

5.4 Simulações e Análise dos Resultados

5.4.1 Simulação de Falta Monofásica Fase-Terra (AT)

No início desta seção, com o intuito de analisar os dados de entrada do relé, serão mostrados os sinais de tensão e corrente gerados pelo programa *ATPDraw*

para dois valores de resistência de falta. As falhas simuladas correspondem a uma falta entre a fase A e a terra ocorrida em vários pontos da linha de transmissão.

Os gráficos a seguir retratam as principais etapas do processo de entrada de dados do relé, a saber:

- Dados Originais, tensões e correntes medidos a partir do barramento;
- Dados Filtrados (*Butterworth e Anti-aliasing*), tensões e correntes;
- Estimação Fasorial, tensões e correntes.

As ondas de tensões e correntes simuladas a partir da barra E, com R_F igual a 10 ohms são mostradas nas Figuras 5.2 a 5.5, as quais possuem valores instantâneos com um intervalo de amostragem de 500 μ s (2000 Hz).

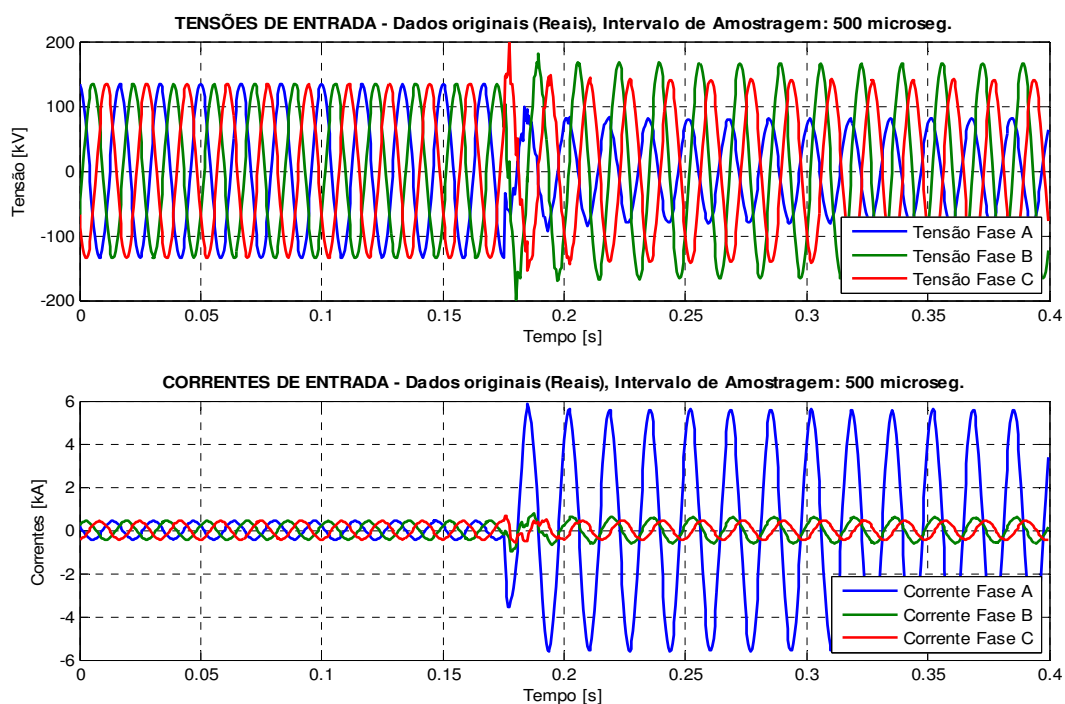


Figura 5.2 – Tensões e correntes originais, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$):
5 km à frente da barra E.

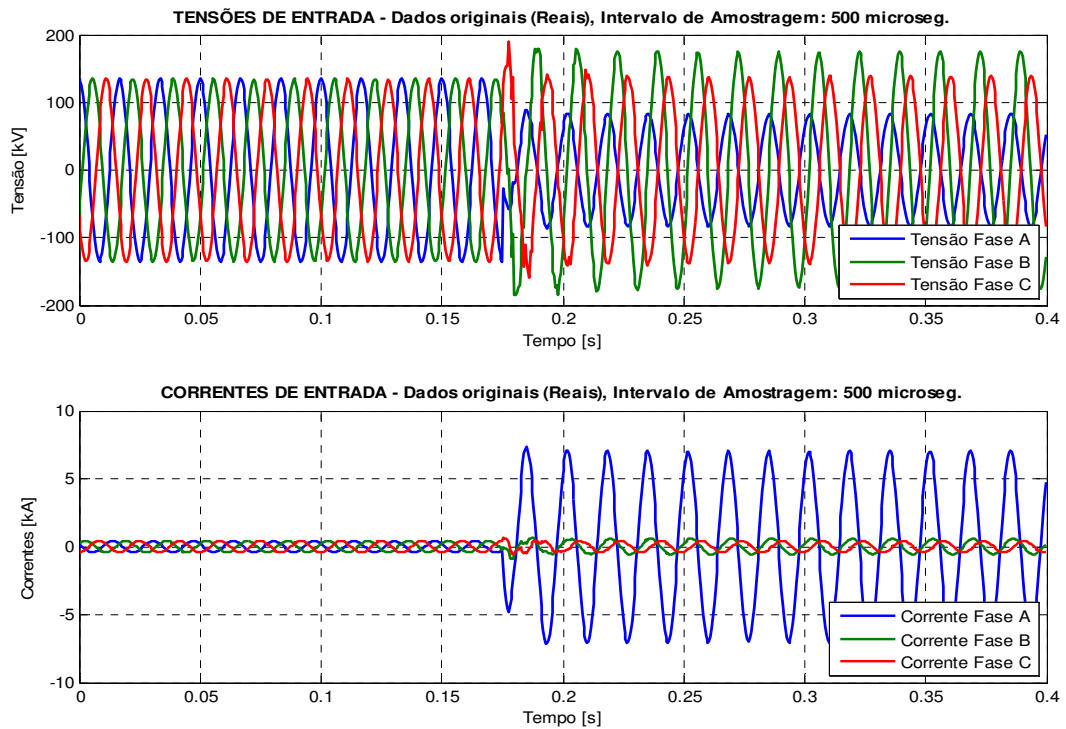


Figura 5.3 – Tensões e correntes originais, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$):
na barra E.

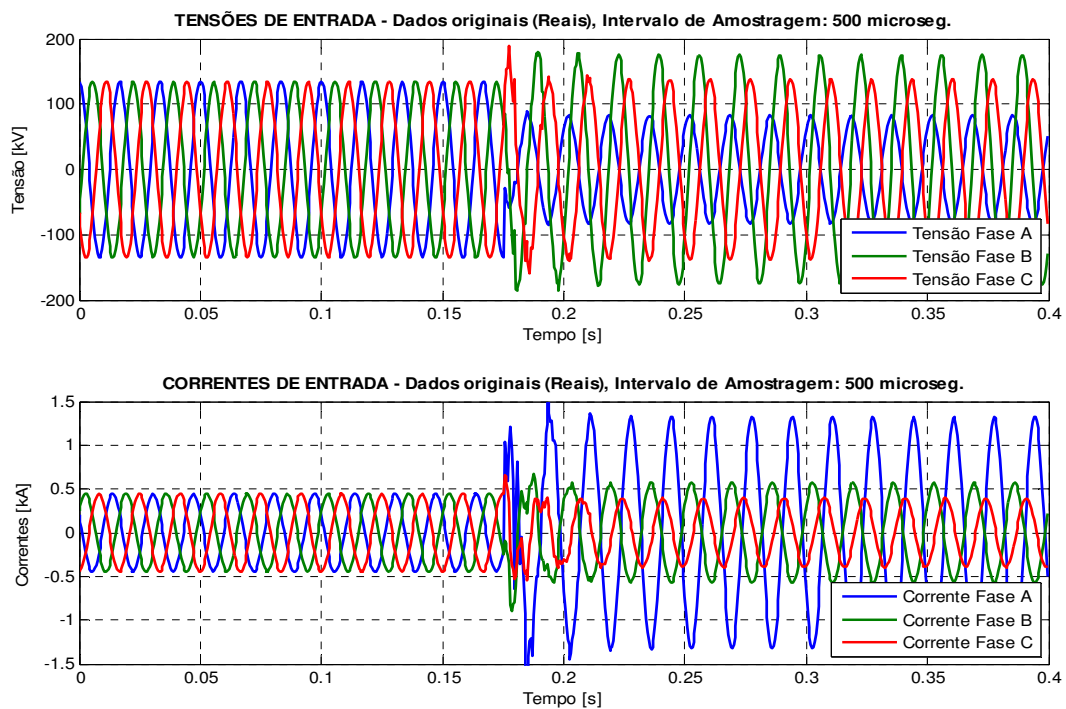


Figura 5.4 – Tensões e correntes originais, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$):
5 km atrás da barra E.

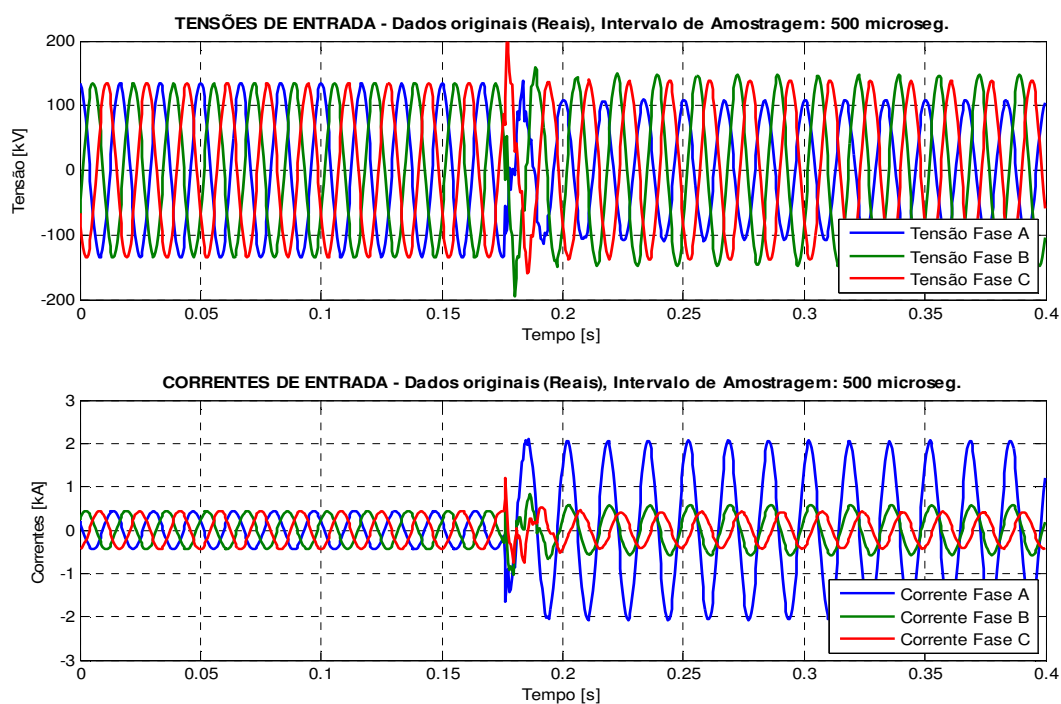


Figura 5.5 – Tensões e correntes originais, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$):
38,25 km à frente da barra E.

Nota-se que para a fase com defeito o valor da tensão cai drasticamente a valores não aceitáveis de operação, que por sua vez resulta em um sobrelevação de corrente da fase correspondente e uma pequena elevação nas demais fases não afetadas pelo curto-circuito. Os patamares destas variáveis se modificaram de acordo com a localização da falta. Como pode ser observado, quanto mais próximo a falta ocorre do barramento de medição, maiores foram os valores de subtensão e sobrecorrente. Os dados da falta no próprio barramento de medição (Figura 5.3) foram os maiores encontrados dentre os demais, justamente pelo fato de possuir um valor de impedância vista pelo relé muito reduzida, fazendo com que a relação X/R do sistema seja elevada. Desta forma, é de suma importância sempre observar a relação X/R já que esta influencia diretamente na capacidade de interrupção de curto-circuito de um equipamento, pois, quanto maior for essa relação, mais lento é o decaimento da corrente. Os dados da Figura 5.4 representam uma falta reversa a 5 km atrás do barramento. Os seus valores de correntes foram reduzidos mesmo estando próximo deste, se comparados com as demais. Para a falta simulada a 38,25 km da linha de transmissão (75% da Zona 1 de proteção), como mostra a Figura 5.4, os valores tensão e correntes sofreram também com a subtensão e a sobrecorrente,

no entanto, com percentuais correspondentes menores uma vez que o defeito ocorreu distante do barramento E.

As Figuras 5.6 a 5.9 mostram os dados originais anteriores filtrados a 16 pontos por ciclo através do filtro *Butterworth* de 2ª ordem com frequência de corte de 100 Hz.

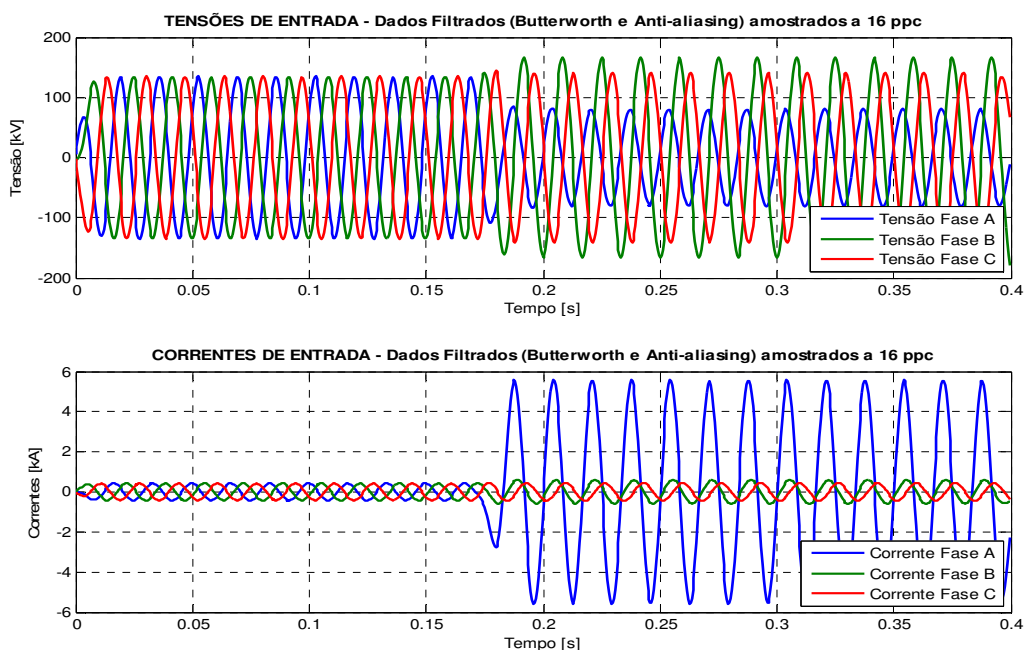


Figura 5.6 – Tensões e correntes filtradas, falta AT ($R_{AT} = 10 \Omega$): 5 km à frente da barra E.

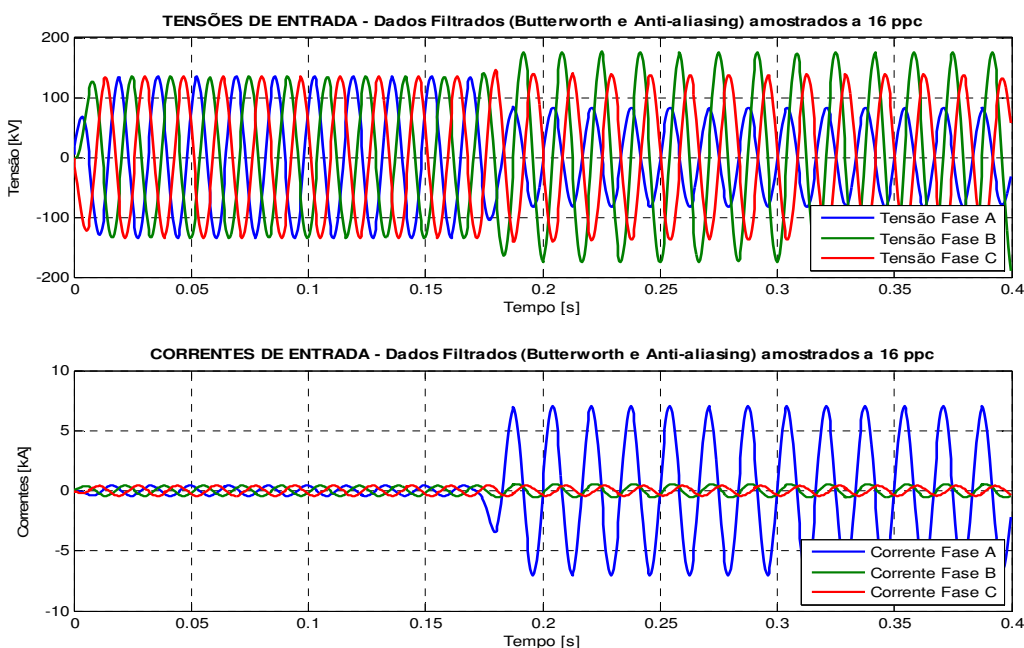


Figura 5.7 – Tensões e correntes filtradas, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$):
na barra E.

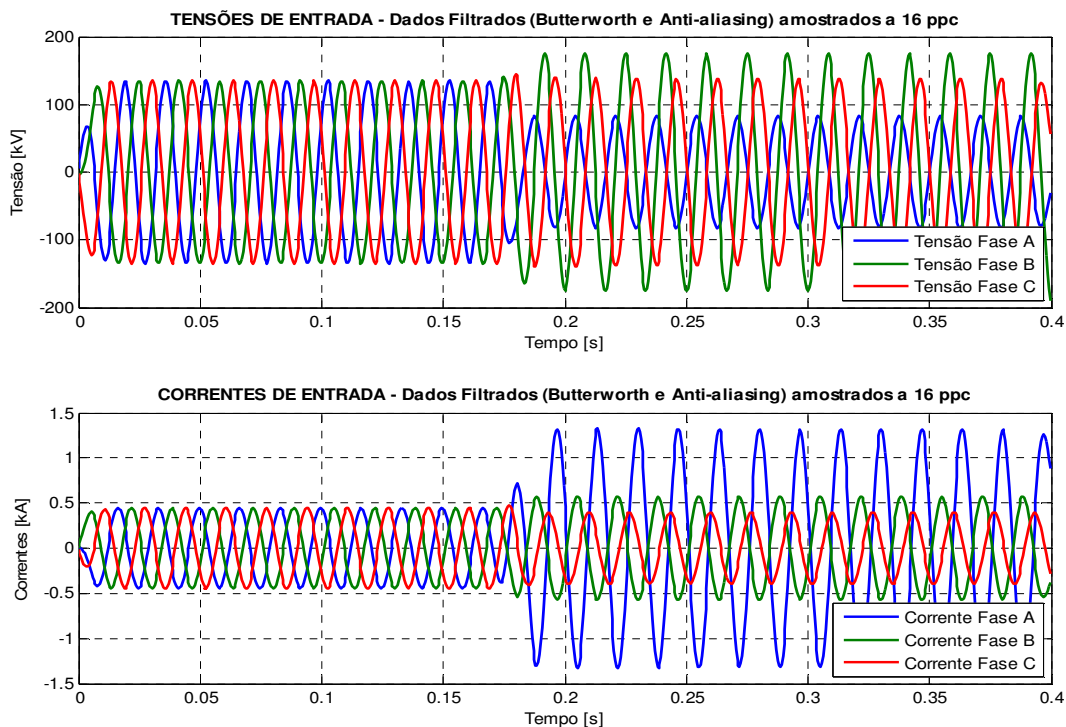


Figura 5.8 – Tensões e correntes filtradas, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$):
5 km atrás da barra E.

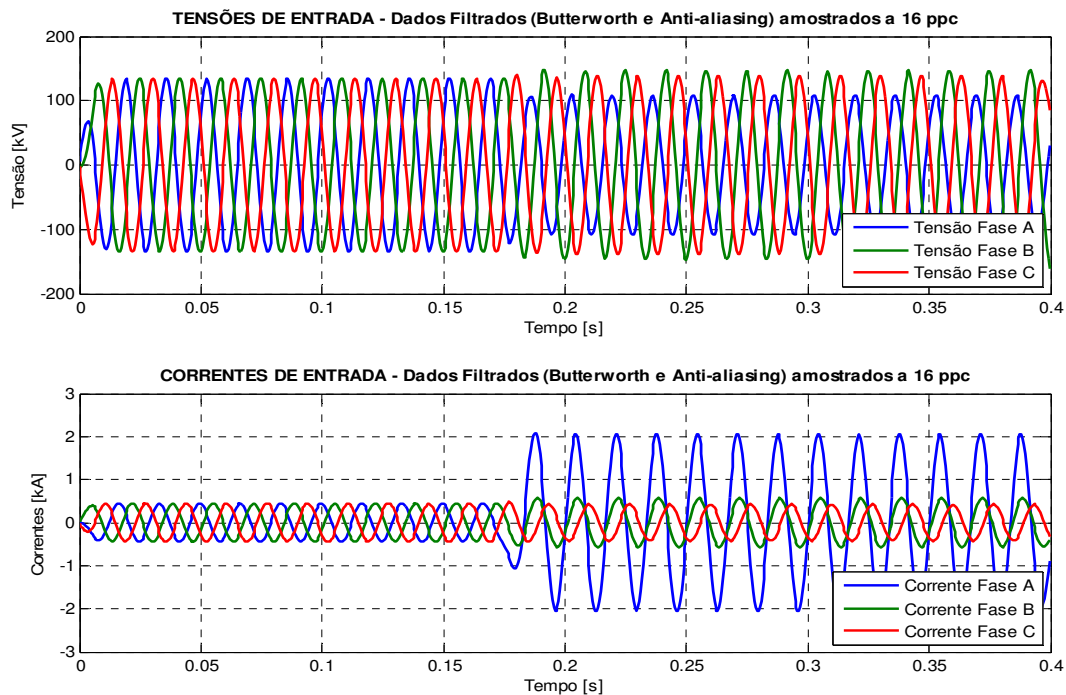


Figura 5.9 – Tensões e correntes filtradas, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$):
38,25 km à frente da barra E.

As Figuras 5.10 a 5.17 mostram a estimação fasorial realizada pelo método de Mínimos Quadrados para as faltas AT com $R_F = 10$ ohms.

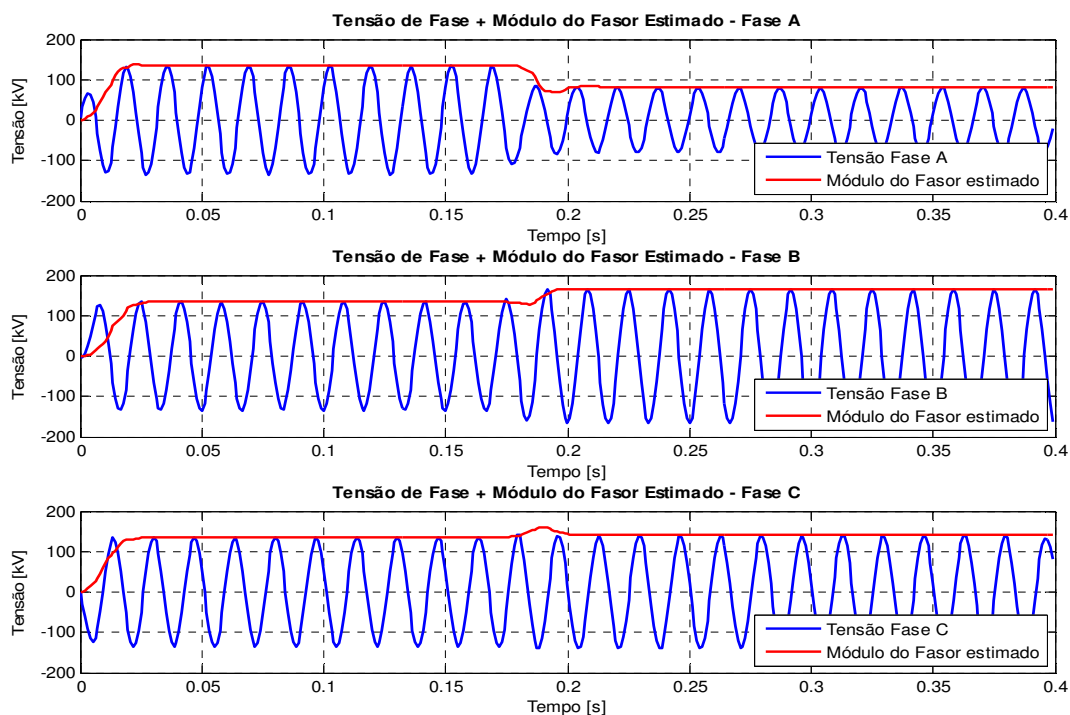


Figura 5.10 – Estimação fasorial das tensões, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$):
5 km à frente da barra E.

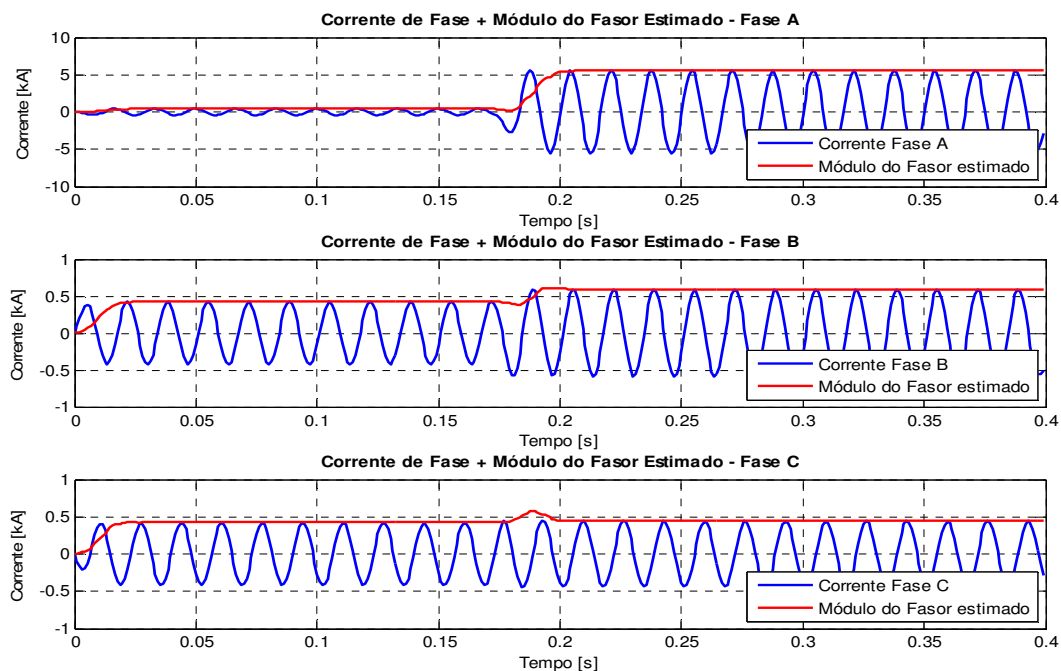


Figura 5.11 – Estimação fasorial das correntes, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$):
5 km à frente da barra E.

Este estimador forneceu estimativas suaves e robustas por se tratar de um sistema sobredeterminado, e obteve uma resposta adequada para as componentes contínuas (DC), já que esta é filtrada pelo próprio algoritmo.

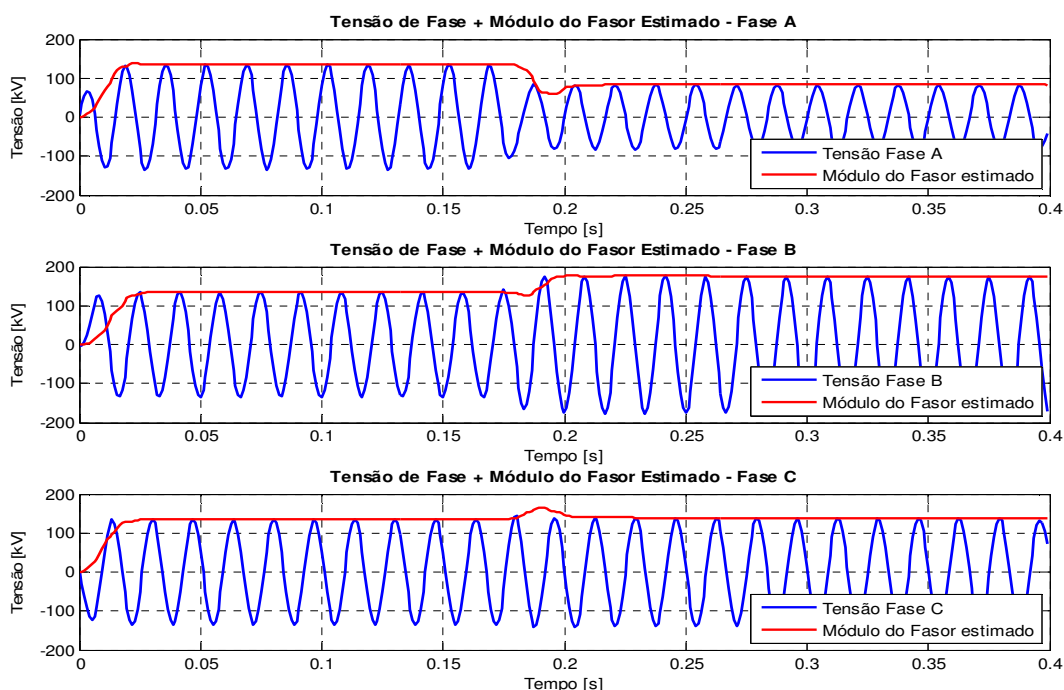


Figura 5.12 – Estimação fasorial das tensões, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$):
na barra E.

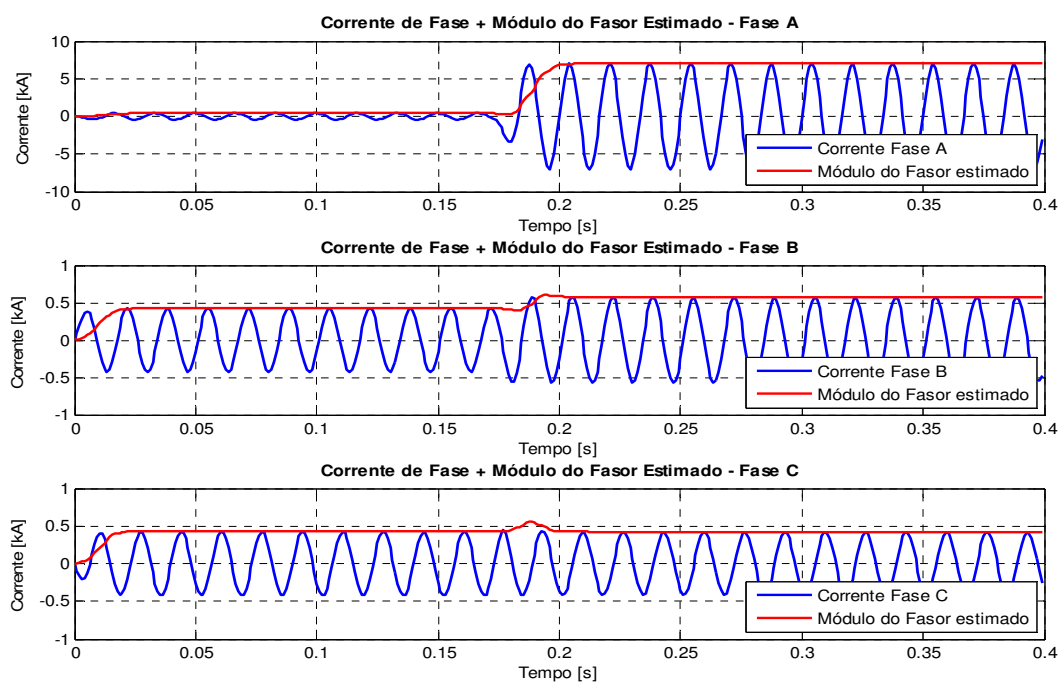


Figura 5.13 – Estimação fasorial das correntes, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$):
na barra E.

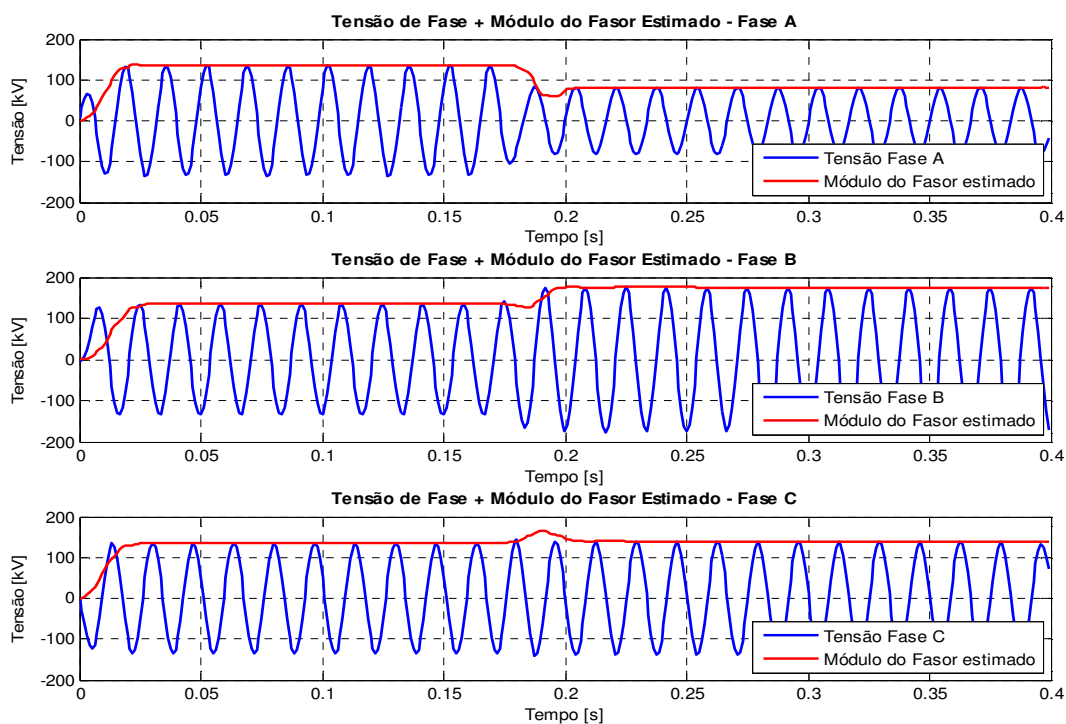


Figura 5.14 – Estimação fasorial das tensões, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$):
5 km atrás da barra E.

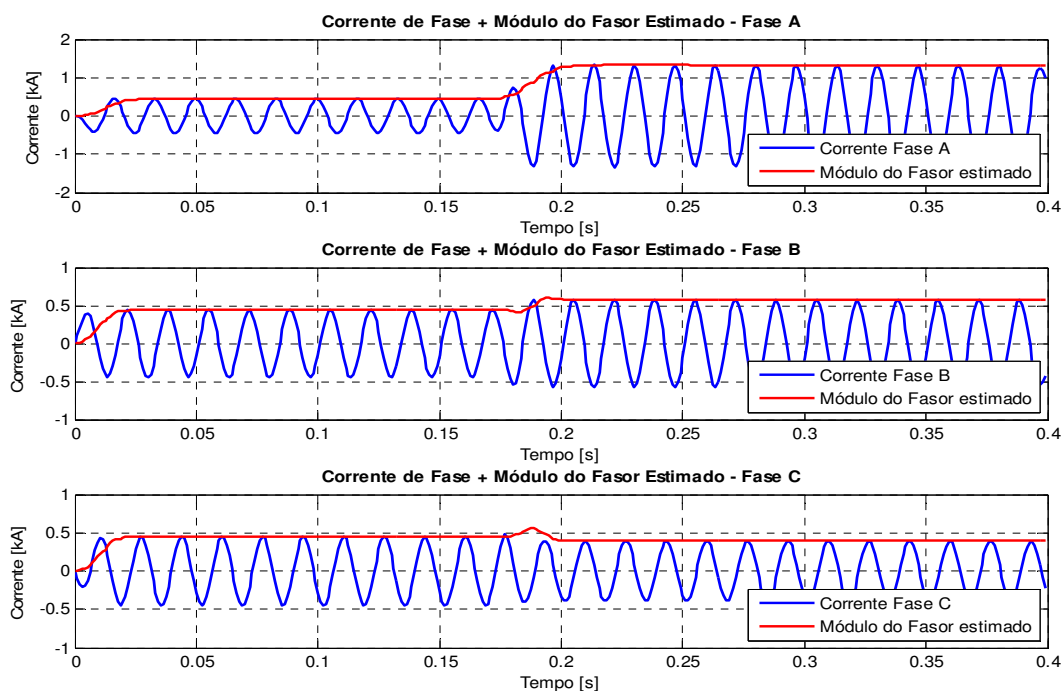


Figura 5.15 – Estimação fasorial das correntes, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$):
5 km atrás da barra E.

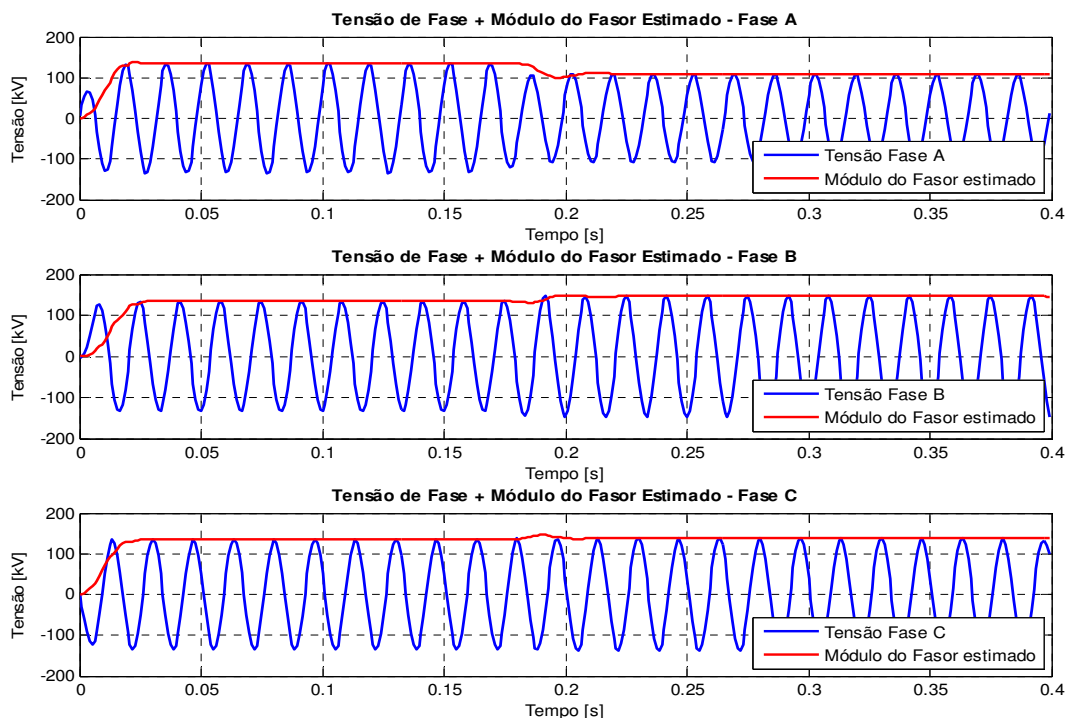


Figura 5.16 – Estimação fasorial das tensões, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$):
38,25 km à frente da barra E.

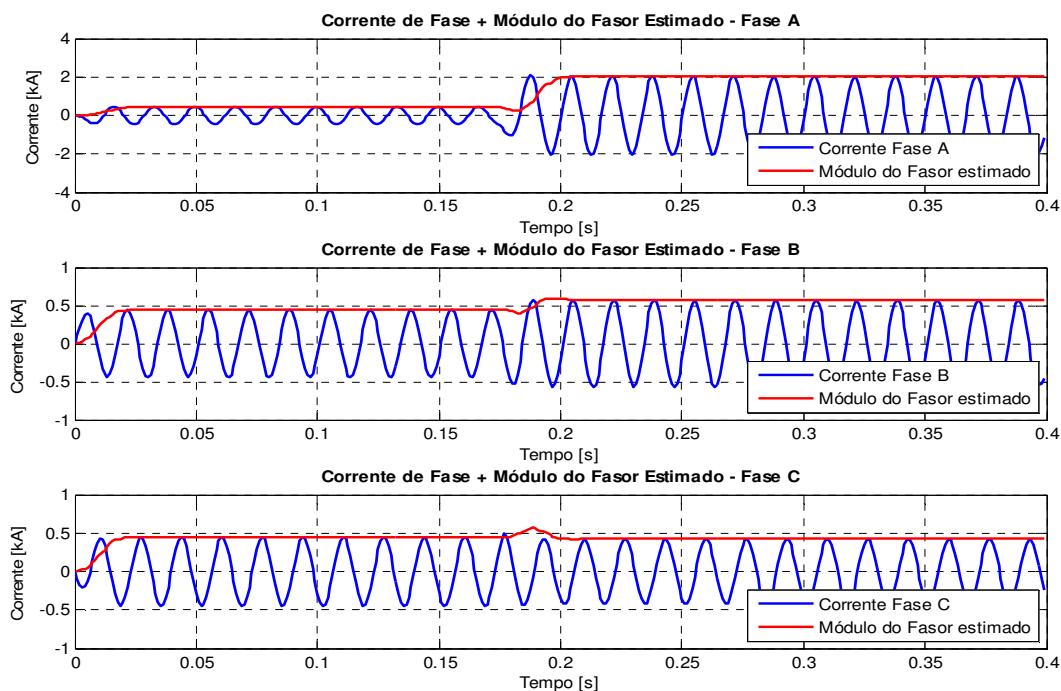


Figura 5.17 – Estimação fasorial das correntes, falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$):
38,25 km à frente da barra E.

Cabe ressaltar que independentemente do tipo de curto-circuito, todas as etapas realizadas foram corretamente aplicadas. É evidente que para diferentes defeitos e locais ao longo da linha, o relé se comportará de maneira diferente, visto que, os dados gerados também serão diferentes. Estes dados normalmente são influenciados pela configuração do sistema, componente contínua (DC) e componentes harmônicas. Dentre as etapas realizadas nas simulações destaca-se a estimação fasorial, uma vez que estes dados são utilizados para os cálculos do relé. A partir dos fasores estimados associados ao defeito ocorrido, o relé realiza os cálculos necessários a fim de tomar a decisão sobre o desligamento da linha de transmissão ou não.

Os gráficos a seguir mostram as demais etapas realizadas pelo relé, bem como seu comportamento graficamente. Para tanto, as etapas são:

- Cálculo da impedância vista pelo relé;
- Trajetória da impedância e comportamento da zona de proteção a partir dos tipos de polarizações aplicadas;
- Detecção do instante de falta;
- Identificação da falta.

O comportamento da impedância, bem como a zona de proteção, são analisados dinamicamente e graficamente utilizando o *MATLAB* a partir das polarizações aplicadas. Para a condição de não atuação de alguma unidade de falta, a impedância se localiza fora da zona de proteção.

Na Figura 5.18 é demonstrado o comportamento do relé Quadrilateral Polarizado para uma falta AT, onde o seu comportamento foi avaliado através da Polarização Singela e para defeitos ao longo da linha.

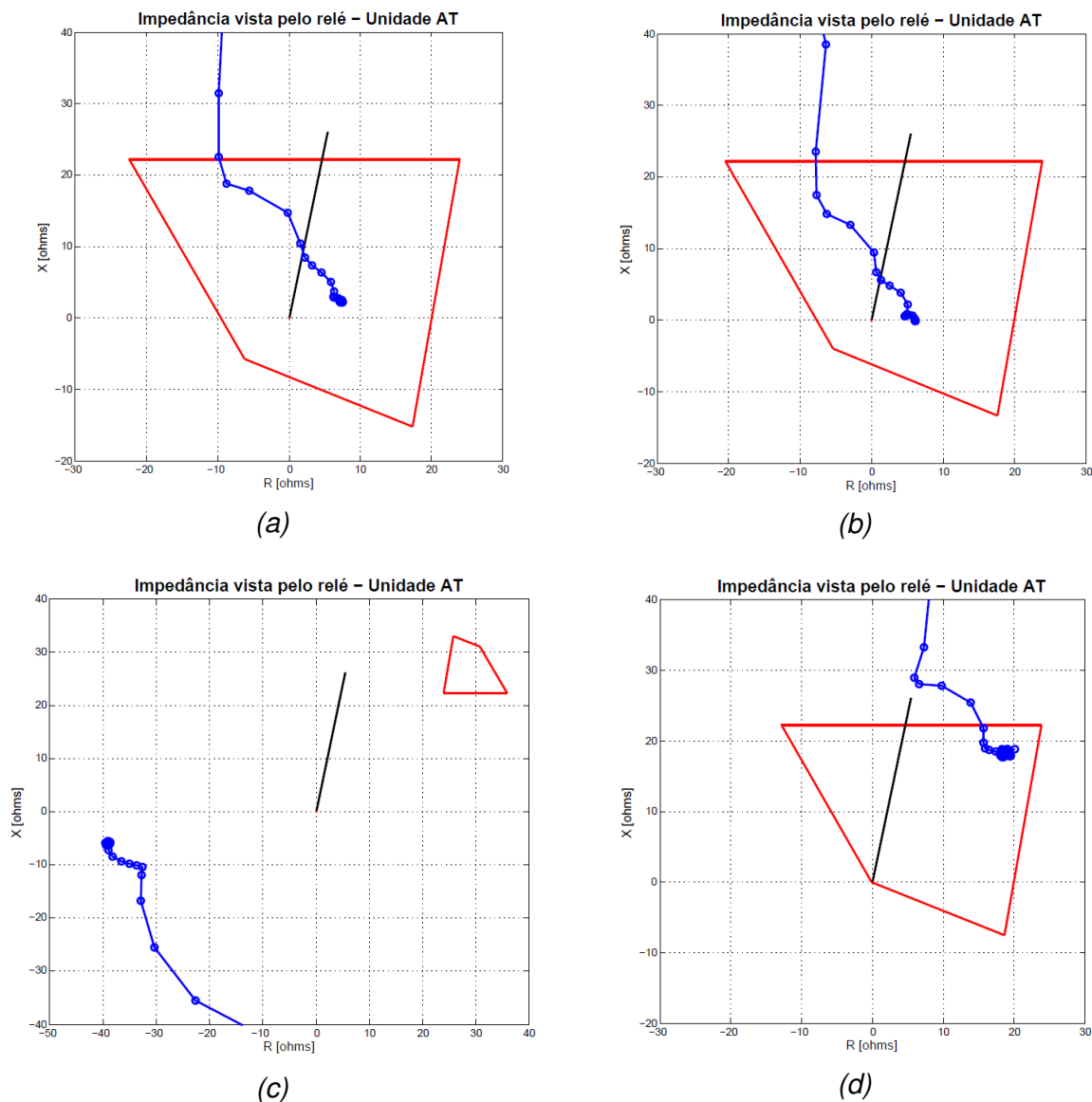


Figura 5.18 – Relé Quadrilateral com Polarização Singela – Falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$), Zona 1 de proteção com 85% da LT: (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra.

Percebem-se semelhanças nas respostas das Figuras 5.18(a) e 5.18(b), e o correto deslocamento da zona de proteção para englobar totalmente a impedância aparente de falta. Na Figura 5.18(c), a qual representa uma falta reversa, a zona de proteção se distanciou da origem e reduziu de tamanho corretamente fazendo com que o relé não fosse sensibilizado, logo, ocorreu a não atuação deste.

Na Figura 5.18(d) notou-se que não houve expansão da zona de proteção, visto que para faltas distantes da barra, a tensão da unidade de falta

não tende a ficar abaixo de 15% do valor nominal, logo, neste caso a Polarização Singela não se faz necessária. Assim, o relé é polarizado normalmente sem o auxílio da tensão de quadratura. As expansões da zona de proteção assim como os deslocamentos, ocorreram em virtude do fator de ponderação q , onde este foi simulado com o valor igual a 0,7.

No caso da Polarização Dual Cruzada, a Figura 5.19 demonstra o comportamento do relé para as mesmas condições de falta anteriores, e este realizou de forma satisfatória a proteção da linha. Como foi mencionado na seção 3.3, nesse tipo de polarização, a própria tensão da fase em falta compõe juntamente com a tensão de quadratura o sinal de polarização.

Nas Figuras 5.19(a) e 5.19(b) a zona de proteção, se comportou corretamente diante do defeito. Na Figura 5.19(c) a zona de proteção também obteve um correto comportamento uma vez que esta se afastou do ponto de defeito. Na condição ilustrada em 5.19(d), não houve expansão da zona de proteção do relé visto que a tensão correspondente não atingiu o nível para acionar a polarização, que são acionadas em decaimento abaixo de 15% do valor nominal dessa grandeza.

Um fato importante a ser ressaltado é a expansão da zona de proteção, que devido à ponderação aplicada através do fator de quadratura f e q , demonstra assim a sua direta relação com estes fatores. Os valores aplicados para esta polarização foram de 0,3 e 0,7 que correspondem a 30% e 70% da tensão da fase afetada e da tensão de quadratura, respectivamente.

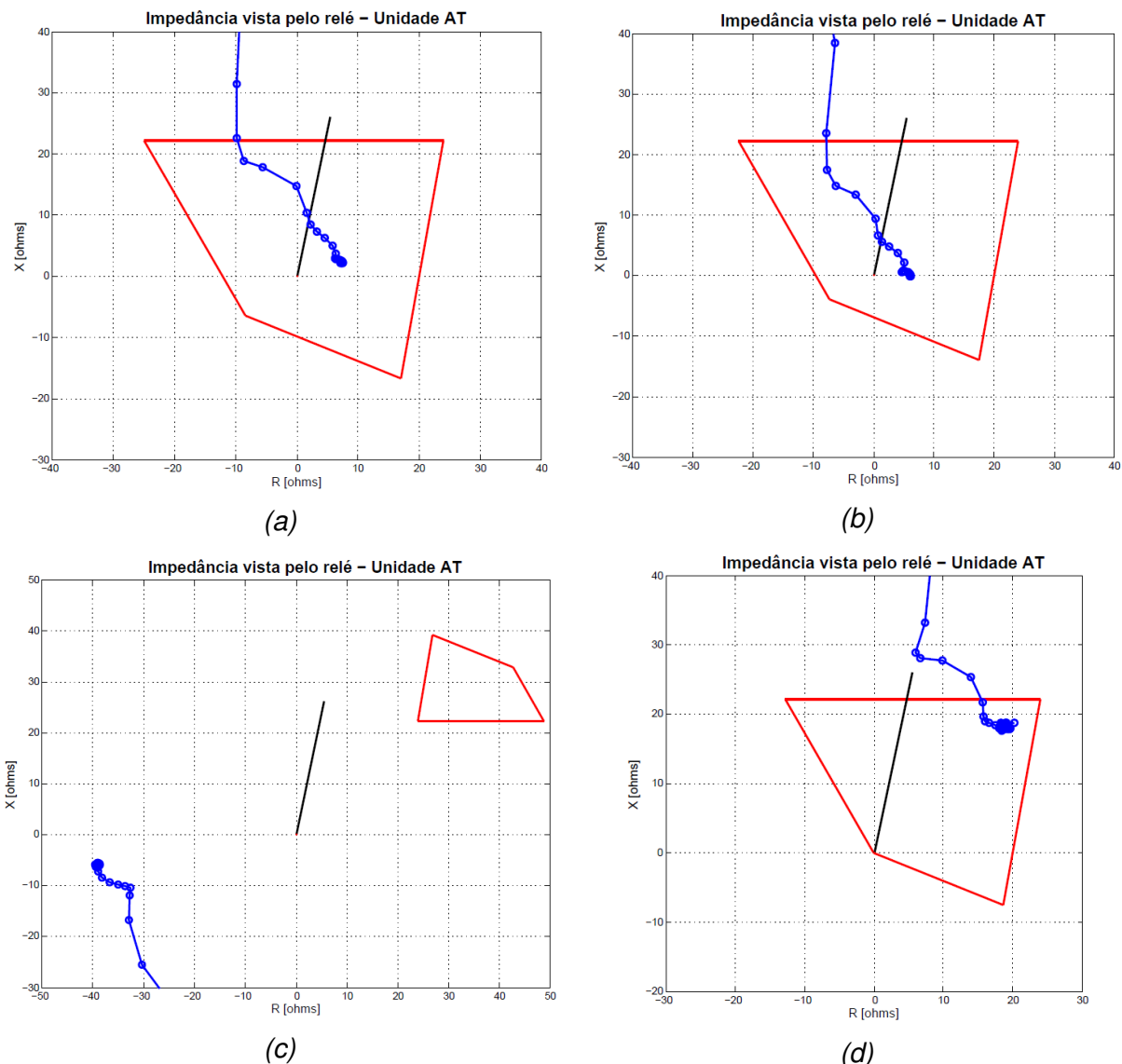


Figura 5.19 – Relé Quadrilateral com Polarização Dual Cruzada – Falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$), Zona 1 de proteção com 85% da LT: (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra.

Tratando-se da faltas AT utilizando a Polarização Dual Cruzada com memória, a Figura 5.20 ilustra a sua principal característica que é manutenção da tensão pré-falta durante alguns ciclos assegurando a operação do relé de distância.

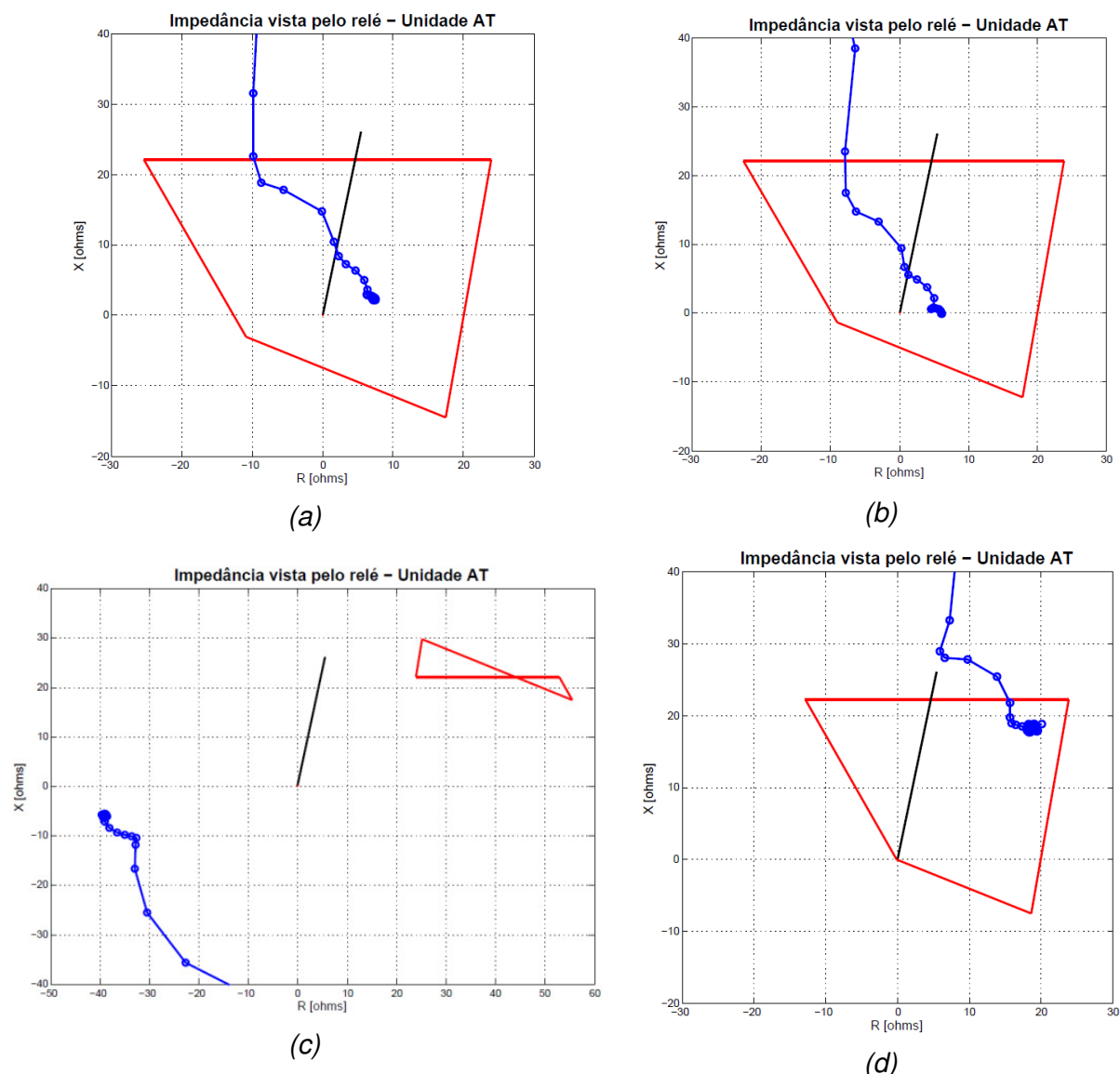


Figura 5.20 – Relé Quadrilateral com Polarização Dual Cruzada com memória – Falta AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$), Zona 1 de proteção com 85% da LT: (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra.

Utilizou-se $\frac{1}{4}$ de ciclo para a tomada de decisão após a impedância adentrar a zona de proteção. As expansões das zonas de proteção ocorridas nas Figuras 5.20(a) e 5.20(b), para este tipo polarização, cobriram de forma satisfatória a resistência de falta, uma vez que, a tensão de polarização foi composta pelo somatório entre a tensão da unidade de falta, a tensão de memória e a tensão de quadratura. Os valores empregados nas simulações para o fator f foi igual a 0,3. Já os fatores m e q receberam 0,6 e 0,3, respectivamente.

Na Figura 5.20 (c) observou-se um cruzamento das unidades Direcionais e Ohms. Esta é uma situação completamente possível já que, dependendo da falta ocorrida, as direções das linhas podem se mover um pouco para frente, fazendo com que ocorra este cruzamento das unidades da zona de proteção. No entanto, esta condição não afeta a funcionalidade do relé. O avanço da unidade Direcional se deve pelo somatório da impedância da linha mais a impedância da fonte. Vale ressaltar que a relação X/R também é válida neste caso, ou seja, quanto maior for esta relação maior será a expansão da zona de proteção e, conseqüentemente, o avanço da unidade Direcional.

Caso fosse adicionada carga para esta situação afetaria ainda mais o comportamento da zona de proteção, uma vez que, a queda de tensão é uma função da corrente de carga e resulta em uma mudança de magnitude e ângulo de fase da fonte de tensão com os geradores. Esta mudança angular, como um resultado da corrente de carga, provoca ainda um maior desvio angular da característica Direcional. A detecção do instante de falta é demonstrada pela Figura 5.21, onde valores maiores que 0,3 corresponde à existência de curto-circuito naquela fase. Este valor foi obtido pela normalização do maior valor encontrado das fases. Evidentemente, para outros sistemas com configurações diferentes, tal valor será modificado.

O monitor de transitório demonstrou corretamente as fases afetadas pela falha. O somatório dos resíduos indica as fases faltosas, mas não pode ser usado como classificação de falta. Para tanto, utilizou-se o método demonstrado na seção 4.7.

Através da análise da Figura 5.21 a seguir, ficou claramente evidenciado que, quanto mais próximo o curto-circuito for da barra de medição, maior será a curva M correspondente, conforme Figura 5.21(b). Um fator que afeta diretamente esta curva é o valor da resistência de falta, onde o inverso é verdadeiro, ou seja, quanto maior for o valor desta variável menor será o pico da curva. Valores elevados de resistência de falta estão associados a elevados níveis de tensão no ramo onde tal resistência de encontra, sendo assim, menores valores de corrente de defeito serão alcançados que por sua vez causará a redução da curva M associada à falta.

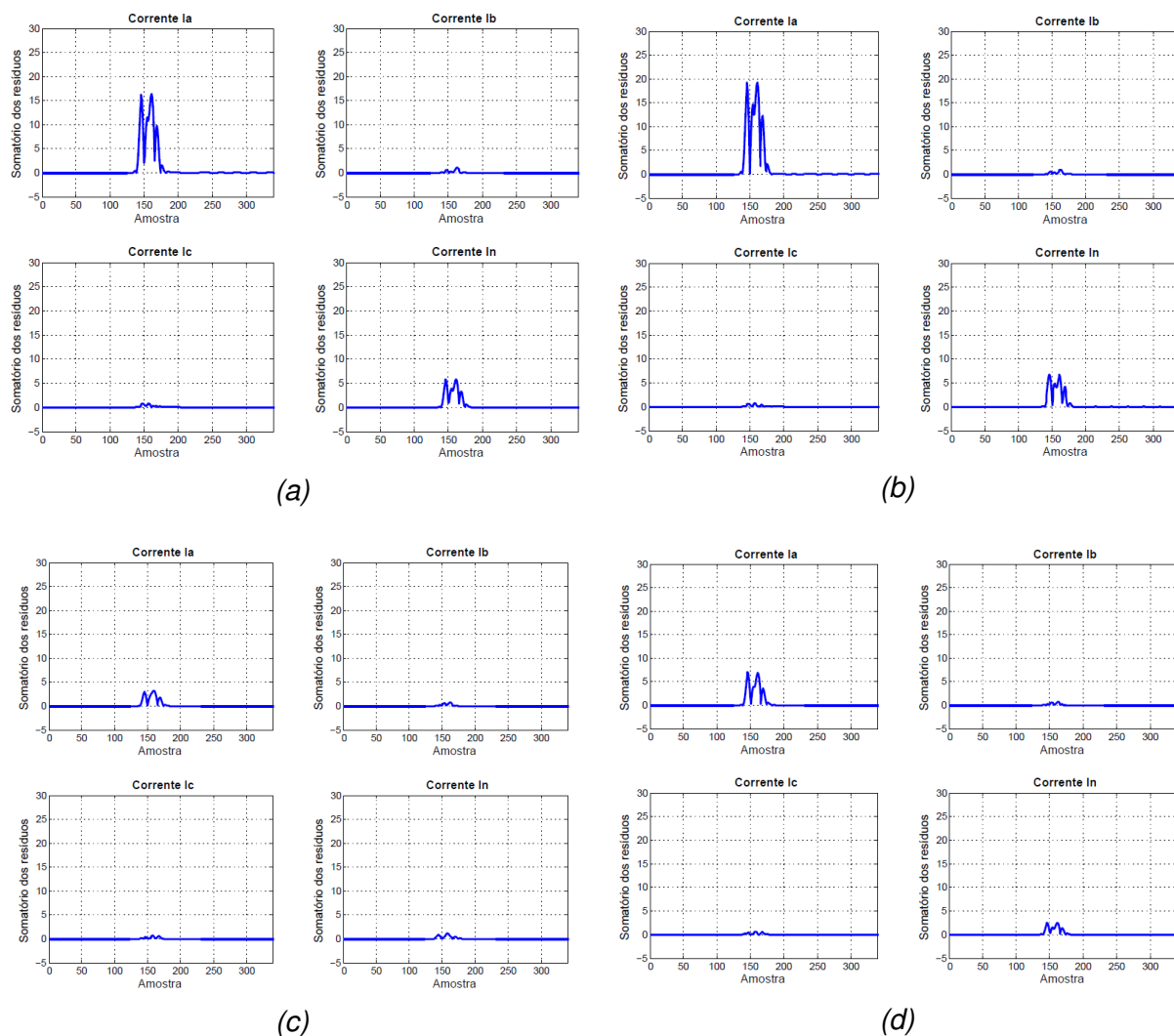


Figura 5.21 – Curva M da falta monofásica AT ($R_{F(AT)} = 10 \Omega$): (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra.

As ondas de tensões e correntes simuladas a partir da barra E, com R_F igual a 80 ohms são mostradas nas Figuras 5.22 a 5.25. Com valores elevados de resistência de falta se pode observar tamanha influência desta variável na configuração do sistema. Além disso, foi possível constatar o comportamento do relé Quadrilateral Polarizado para os diversos defeitos simulados, a fim de verificar as dificuldades e limitações de proteção.

De igual modo, os gráficos a seguir apresentam os valores instantâneos com um intervalo de amostragem de $500 \mu s$ (2000 Hz).

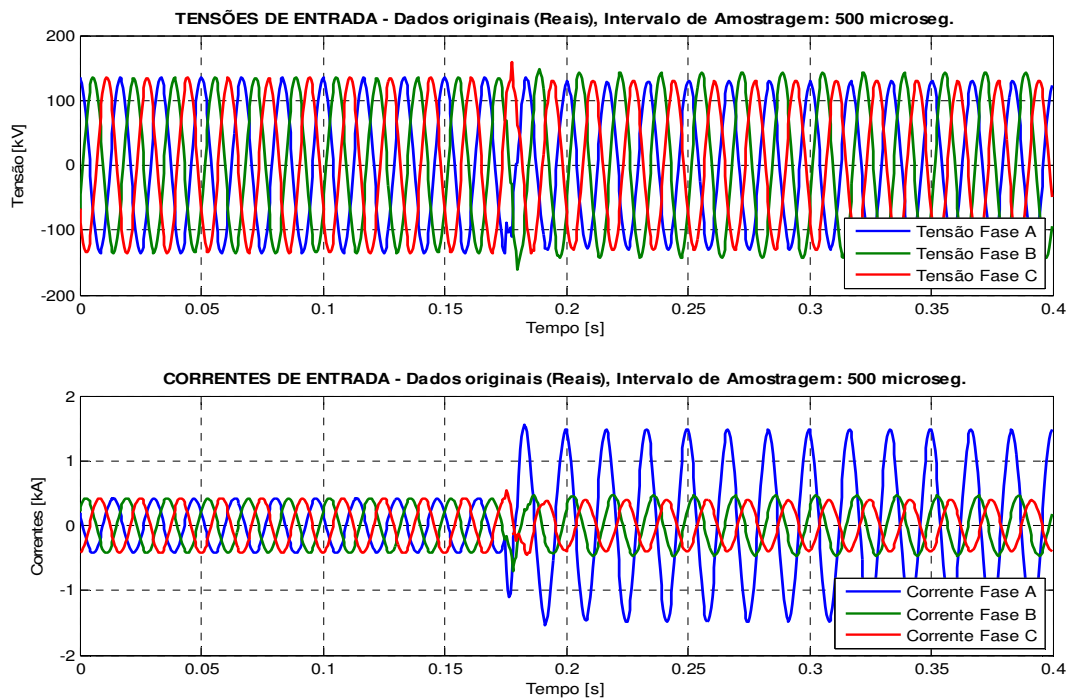


Figura 5.22 – Tensões e correntes originais, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$):
5 km à frente da barra E.

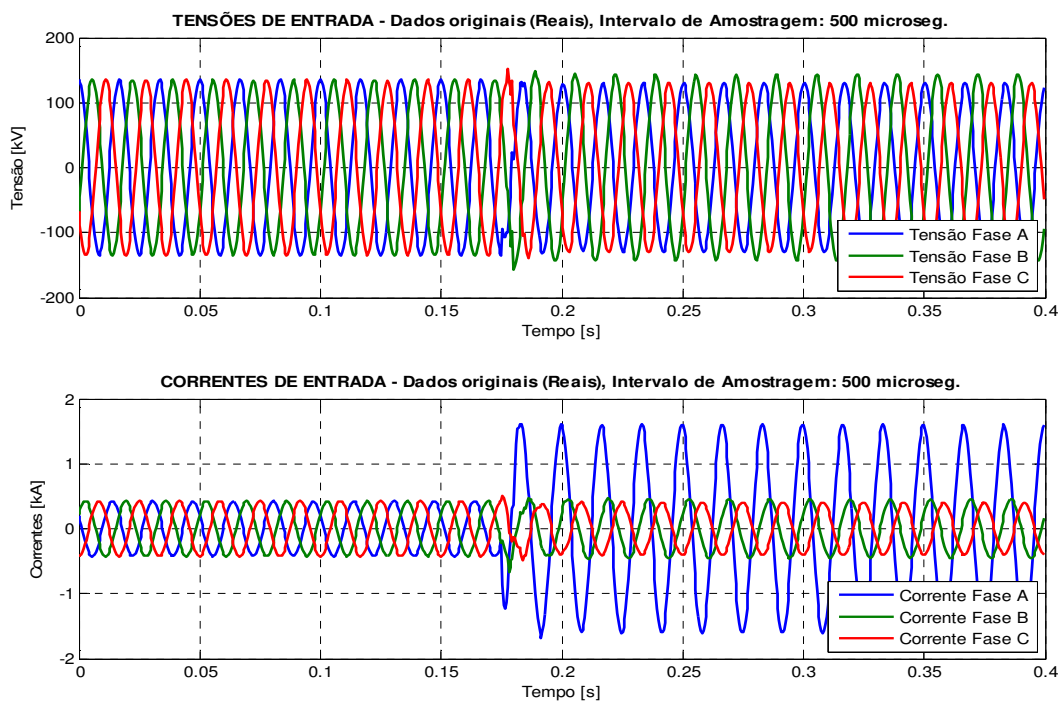


Figura 5.23 – Tensões e correntes originais, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$):
na barra E.

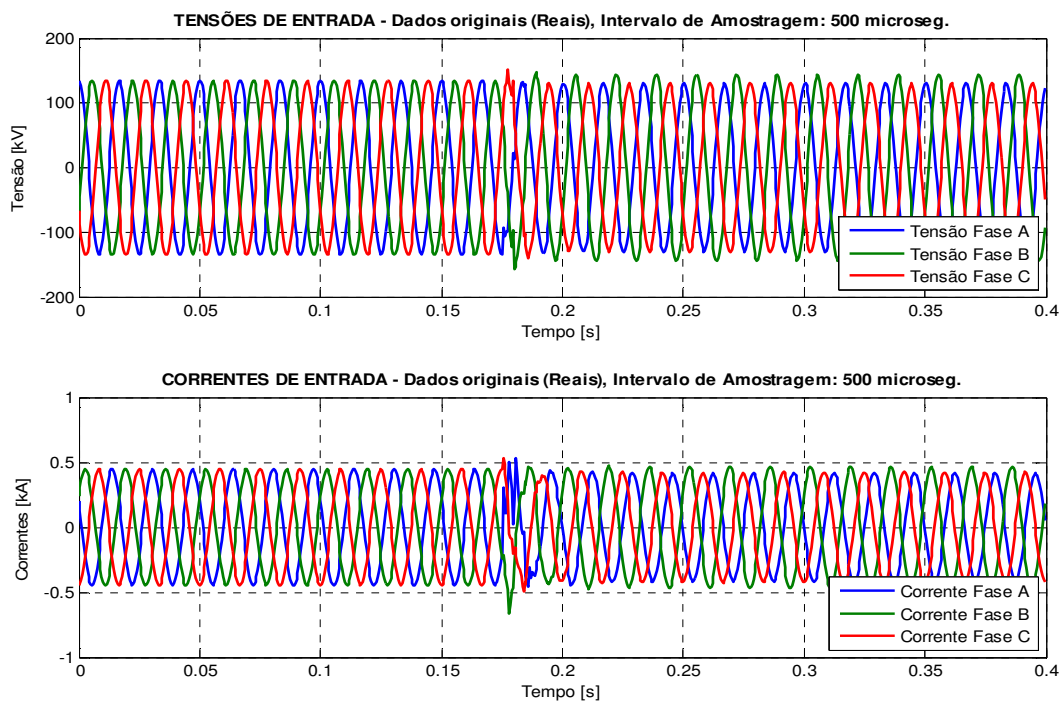


Figura 5.24 – Tensões e correntes originais, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$):
5 km atrás da barra E.

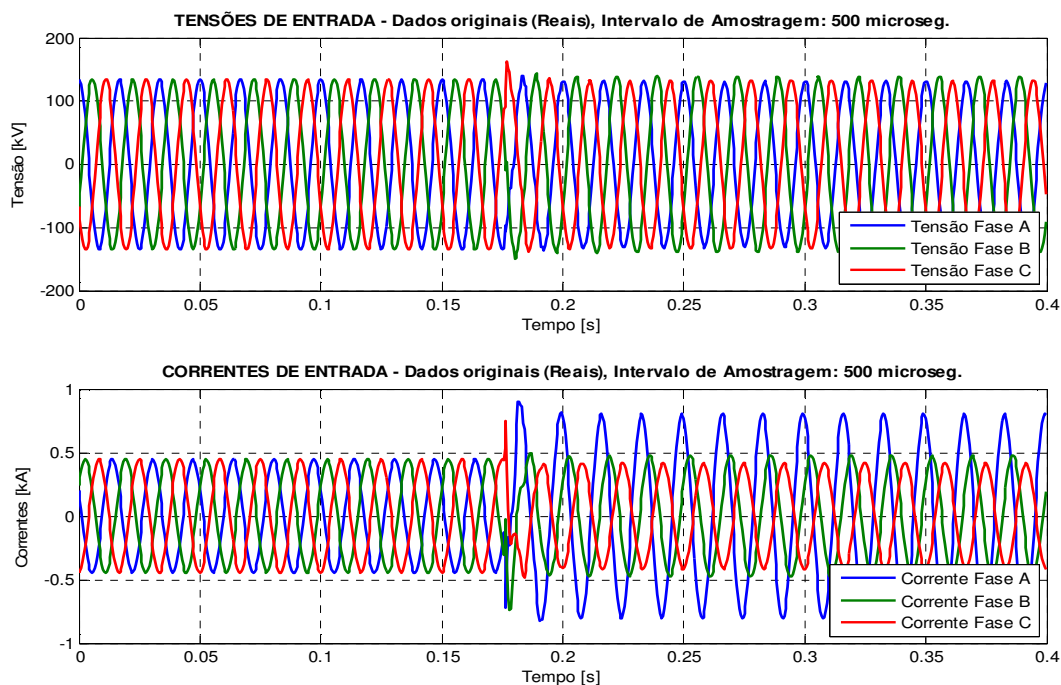


Figura 5.25 – Tensões e correntes originais, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$):
38,25 km à frente da barra E.

As Figuras 5.26 a 5.29 mostram os dados originais anteriores filtrados a 16 pontos por ciclo através do filtro *Butterworth* de 2ª ordem com frequência de corte de 100 Hz.

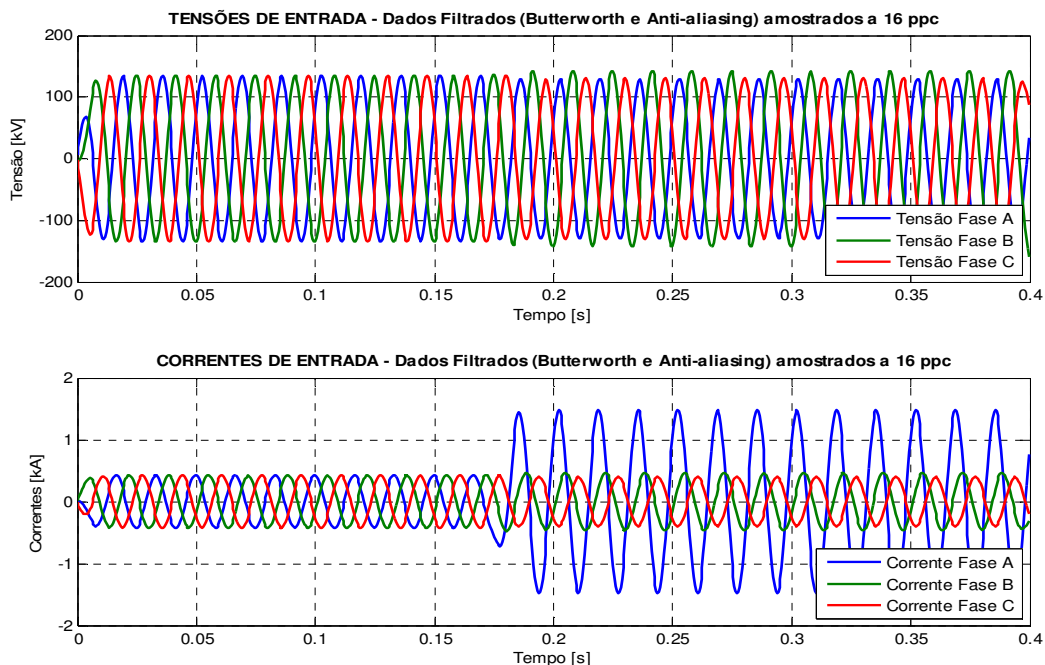


Figura 5.26 – Tensões e correntes filtradas, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$):
5 km à frente da barra E.

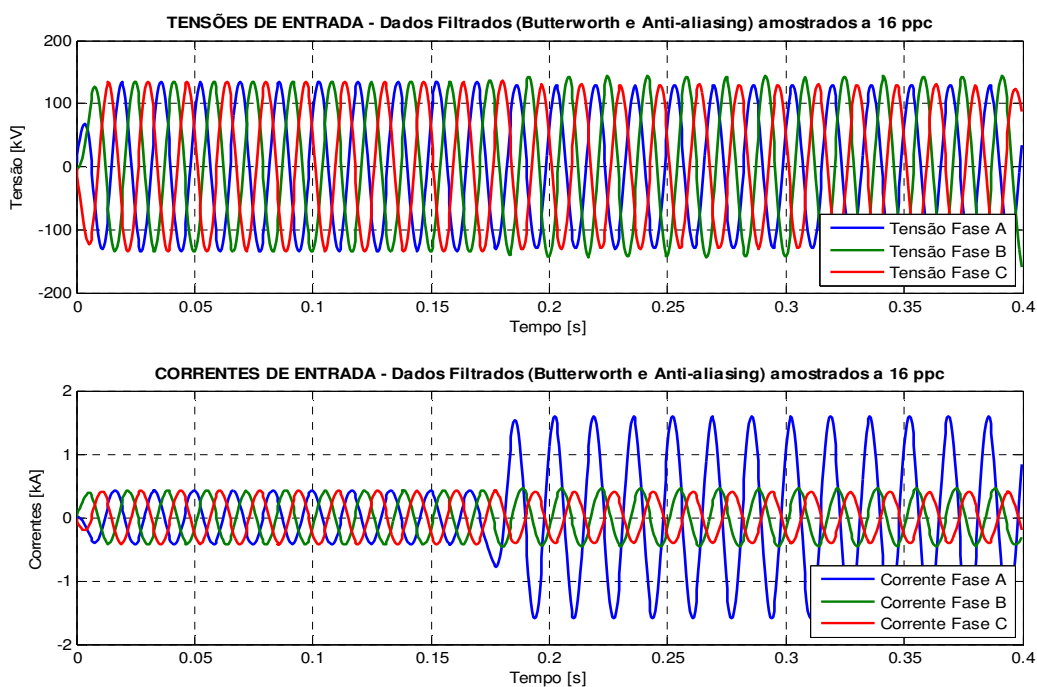


Figura 5.27 – Tensões e Correntes filtradas, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$):
na barra E.

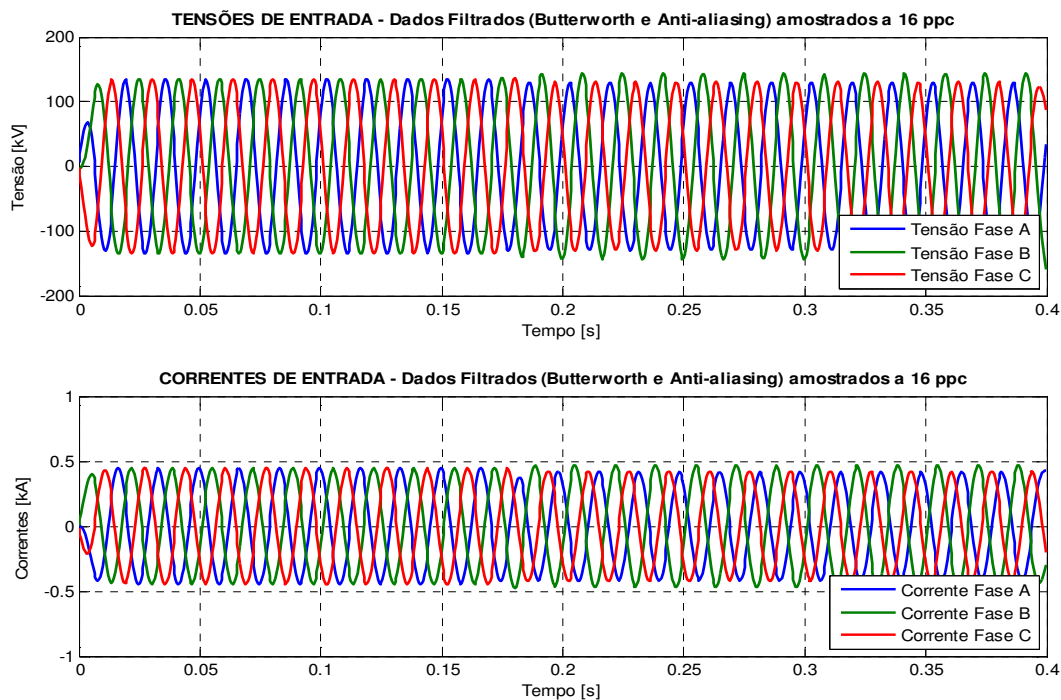


Figura 5.28 – Tensões e correntes filtrados, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$):
5 km atrás da barra E.

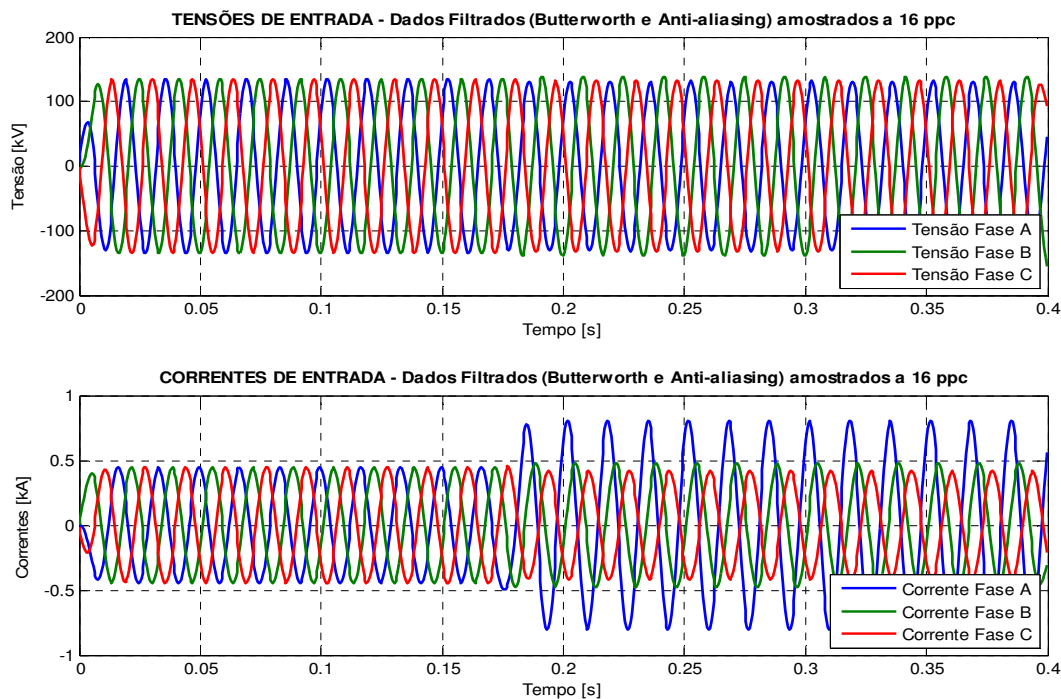


Figura 5.29 – Tensões e correntes filtradas, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$):
38,25 km à frente da barra E.

As Figuras 5.30 a 5.37 mostram a estimação fasorial realizada pelo método de Mínimos Quadrados para as faltas AT com $R_F = 80$ ohms.

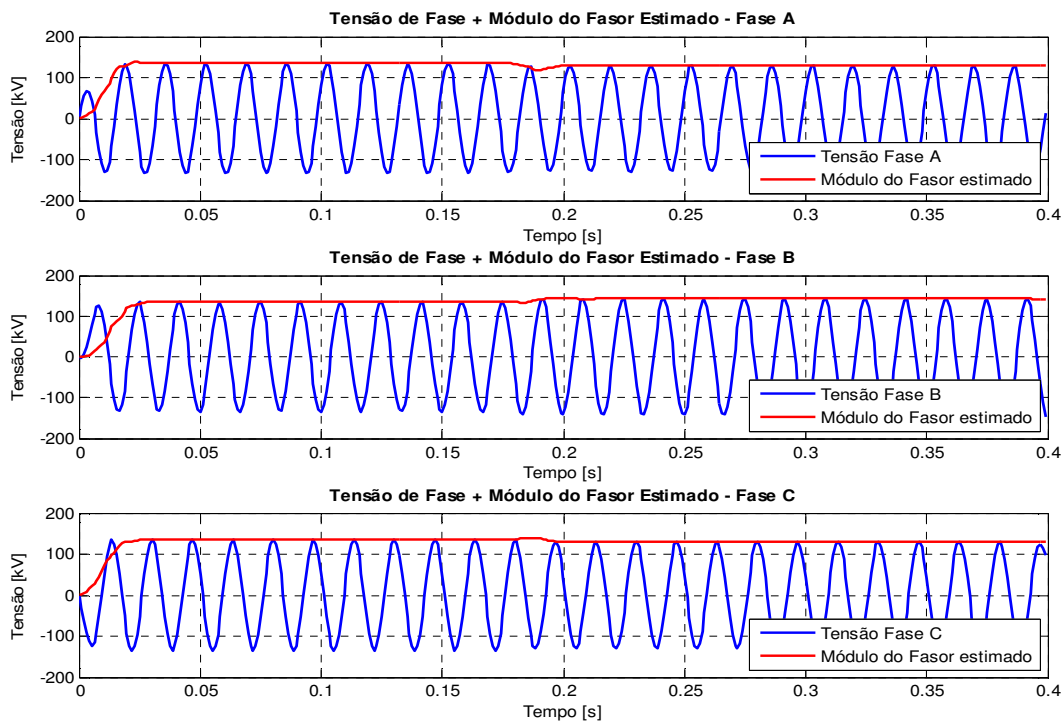


Figura 5.30 – Estimação fasorial das tensões, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$):
5 km à frente da barra E.

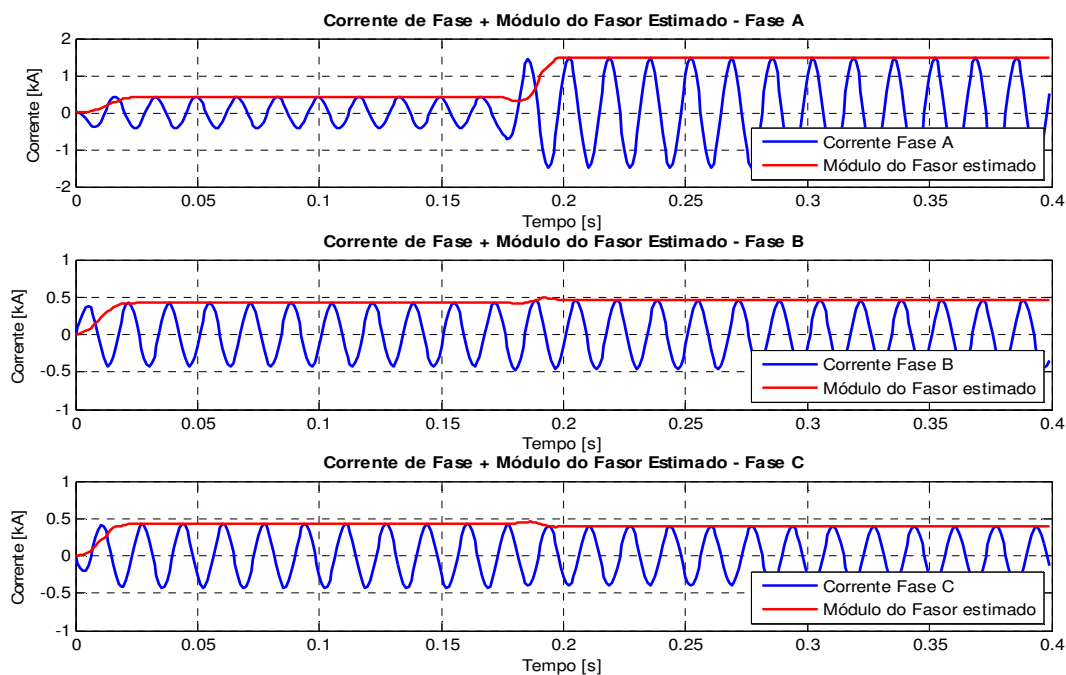


Figura 5.31 – Estimação fasorial das correntes, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$):
5 km à frente da barra E.

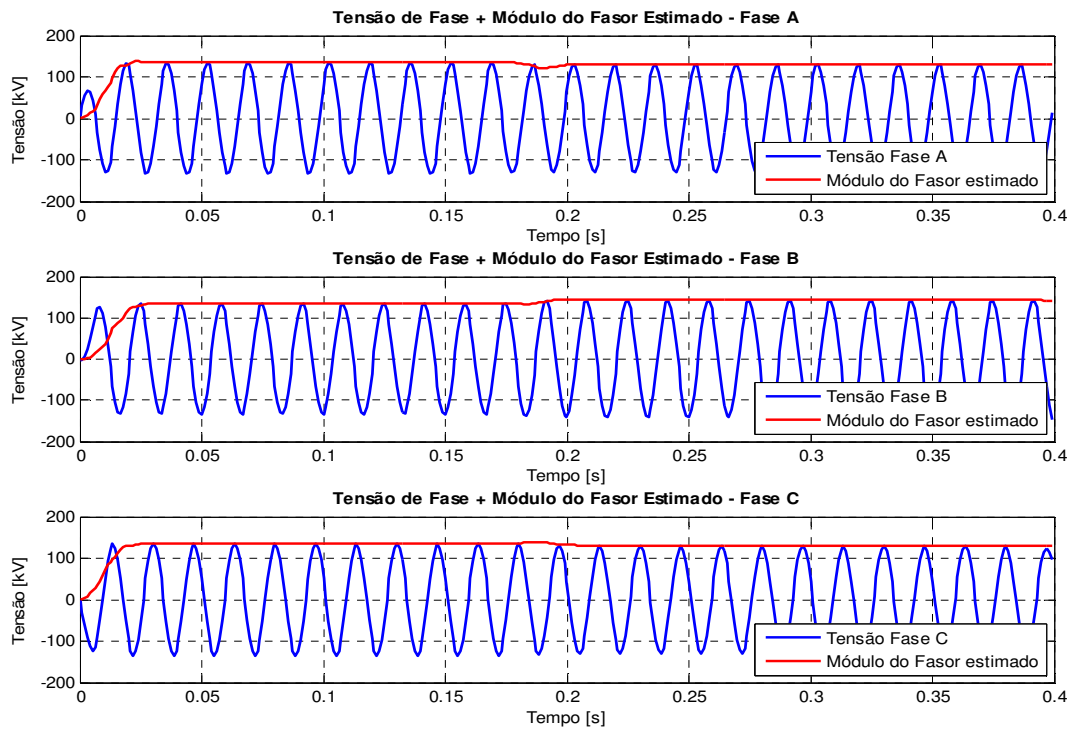


Figura 5.32 – Estimação fasorial das tensões, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$):
na barra E.

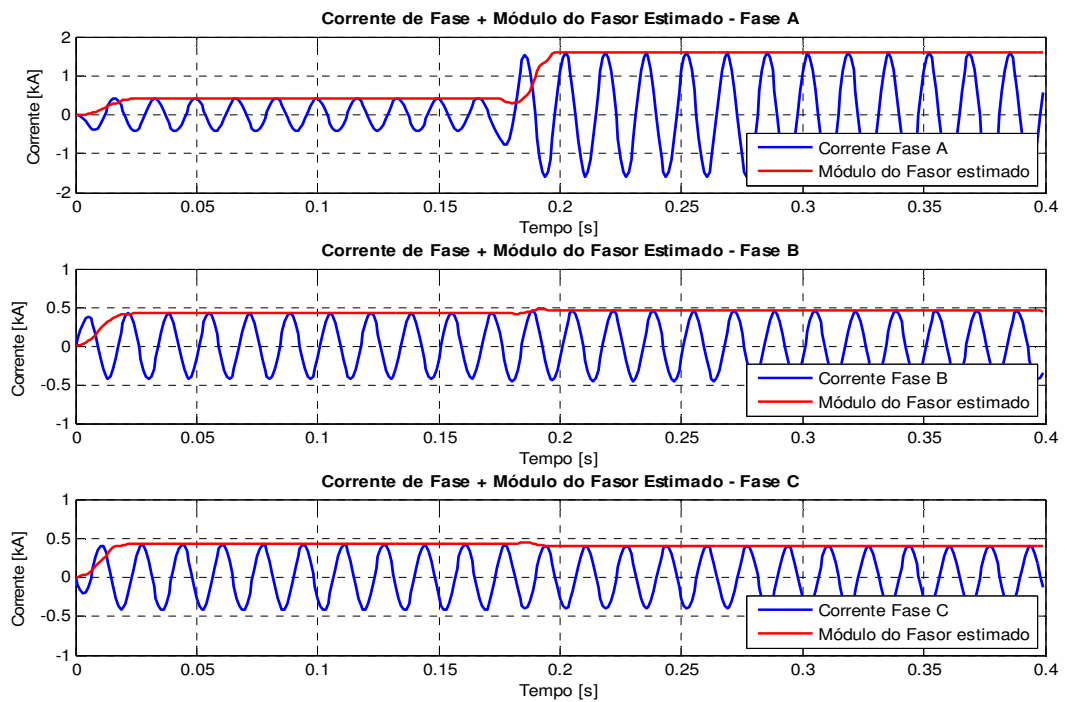


Figura 5.33 – Estimação fasorial das correntes, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$):
na barra E.

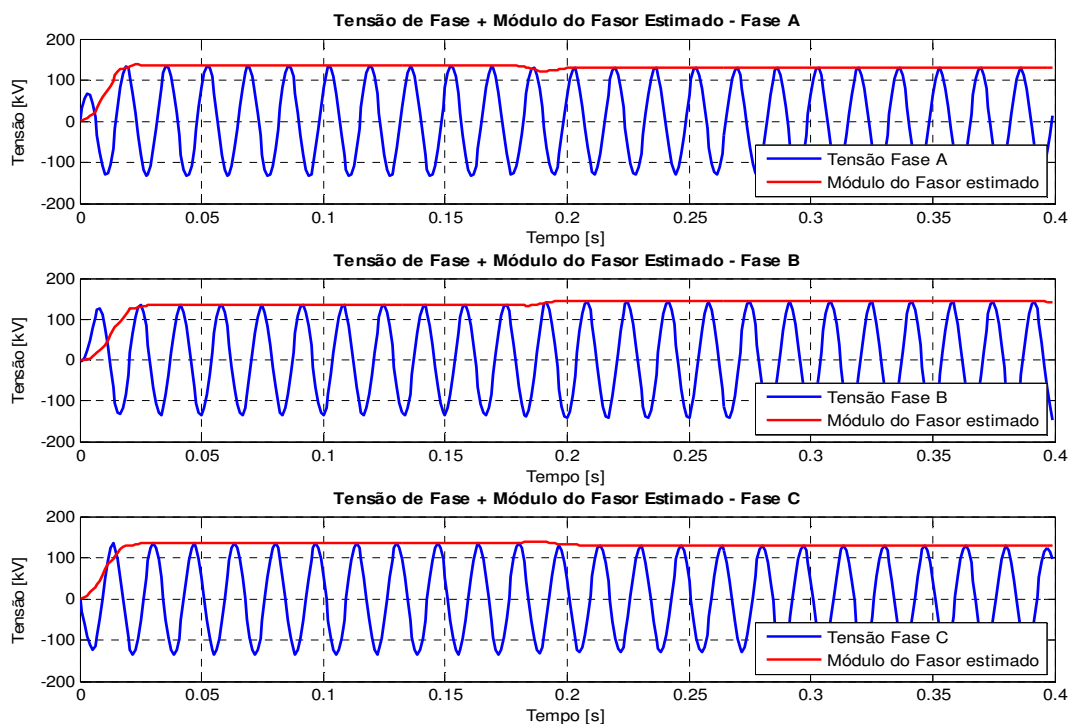


Figura 5.34 – Estimação fasorial das tensões, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$):
5 km atrás da barra E.

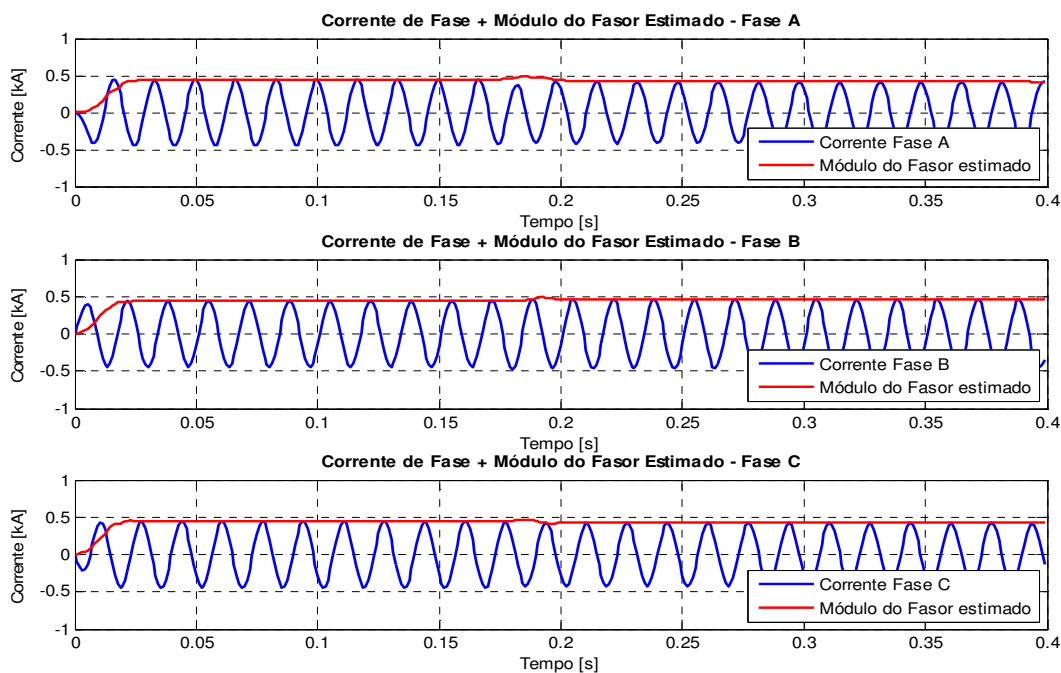


Figura 5.35 – Estimação fasorial das correntes, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$):
5 km atrás da barra E.

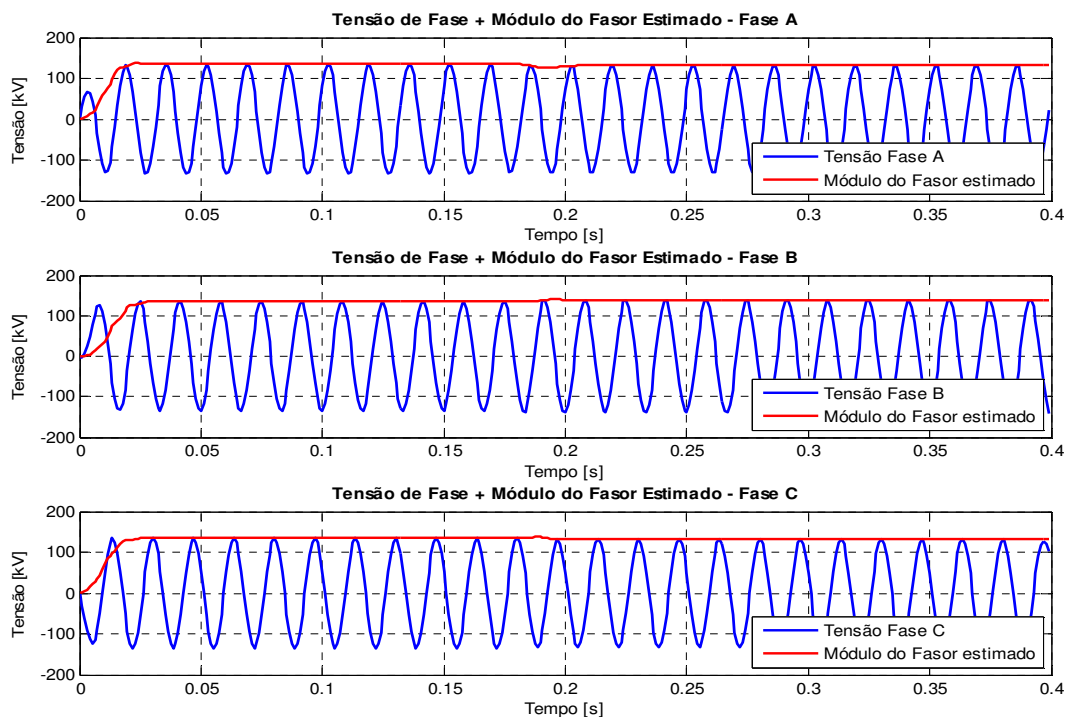


Figura 5.36 – Estimação fasorial das tensões, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$):
38,25 km à frente da barra E.

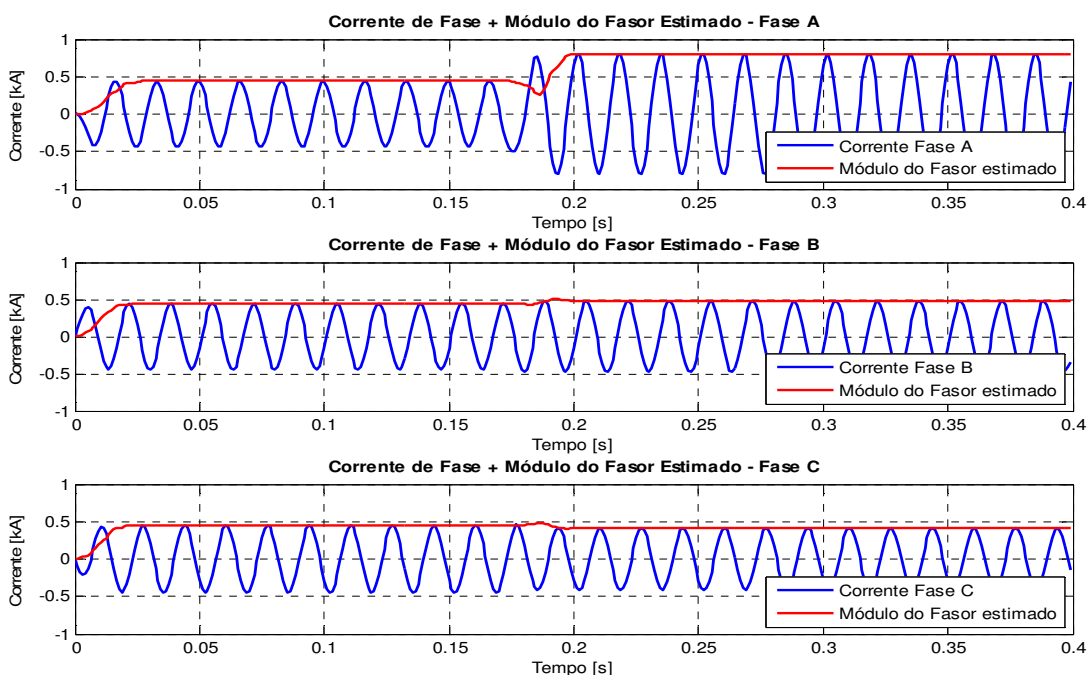


Figura 5.37 – Estimação fasorial das correntes, falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$):
38,25 km à frente da barra E.

Nota-se, através da figuras anteriores, que para altos valores de resistência de falta, a tensão na linha de transmissão não sofre com a queda

de tensão considerável, visto que esta resistência de falta consome a maior parte da corrente de falta, fazendo com que as tensões fiquem praticamente próximas de seus valores nominais de operação. Com isso, os patamares das correntes também sofrem redução, o que se torna benéfico para a proteção.

A Figura 5.38 ilustra o comportamento do relé Quadrilateral Polarizado para faltas desta natureza.

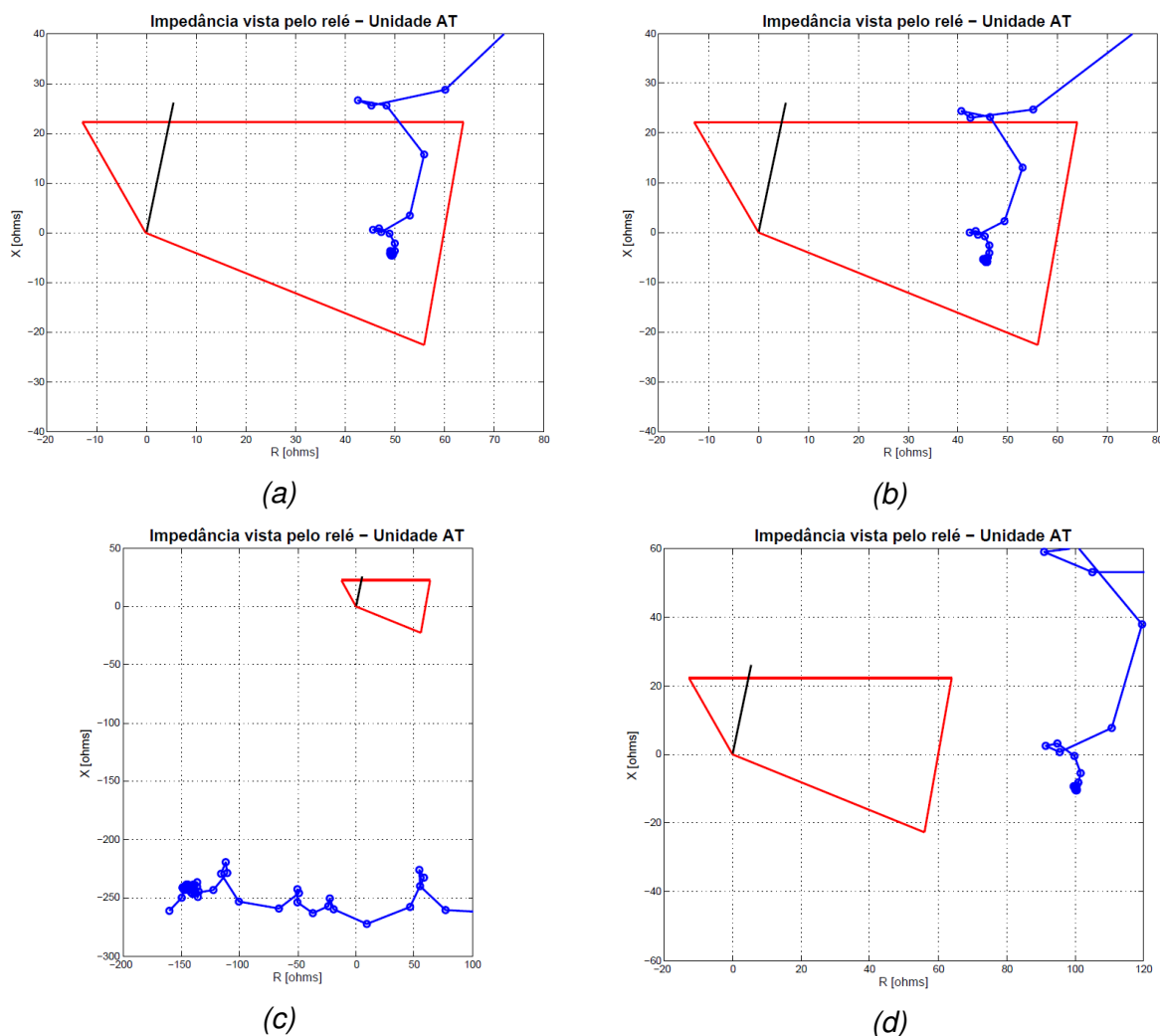


Figura 5.38 – Relé Quadrilateral com auto-polarização – Falta AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$), Zona 1 de proteção com 85% da LT: (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra.

Nesta situação a proteção adequada seria realizada com o auxílio do elemento direcional de impedância de sequência negativa, que por sua vez não possui a limitação do elemento direcional de sequência negativa tradicional,

o qual necessita que a corrente de sequência negativa produza uma sensibilidade mínima para atuação.

A corrente de sequência negativa durante a falta é inversamente proporcional à potência da fonte atrás do relé, onde, quanto maior esta for, menor será a tensão de sequência negativa produzida. A influência da resistência de falta neste caso também é relevante, uma vez que seu efeito somado à potência da fonte, tende a diminuir a corrente de falta, e conseqüentemente, a corrente de sequência negativa. Essa limitação pode ser sanada pelo elemento direcional de impedância de sequência negativa, sendo que este utiliza a relação de tensão e corrente para detecção de faltas com estas características, e detecta também todos os tipos de faltas desequilibradas.

Optou-se por expandir o alcance resistivo da zona de proteção do relé, uma vez que, as linhas curtas são inerentemente imunes à ocorrência de transgressão do limite de carga (*Load Encroachment*). Em um diagrama R-X a impedância da linha de transmissão (que possui valor baixo) está eletricamente muito afastada da máxima carga esperada. De qualquer forma, para uma análise mais criteriosa, devem ser realizados estudos para esta condição operacional.

Observa-se na Figura 5.38 que a zona de proteção não se expandiu para as faltas simuladas. A explicação deste comportamento é pelo fato de que, as tensões de falta não se reduziram o suficiente para acionar as polarizações. As tensões tiveram um baixo decaimento em virtude da influência do elevado valor da resistência de falta. Portanto, para falta com elevados valores de R_F deve ser aplicada outra abordagem de proteção diferenciada, mencionada anteriormente.

Já na Figura 5.38(d), a impedância não adentrou a zona de proteção, o que seria um problema, visto que de fato ocorreu um defeito na linha de transmissão. Nesta situação, a combinação do relé Quadrilateral com o elemento direcional também é aplicável a fim de detectar e eliminar a falha. A Figura 5.39 apresenta a correta detecção das fases envolvidas nos curtos-circuitos simulados.

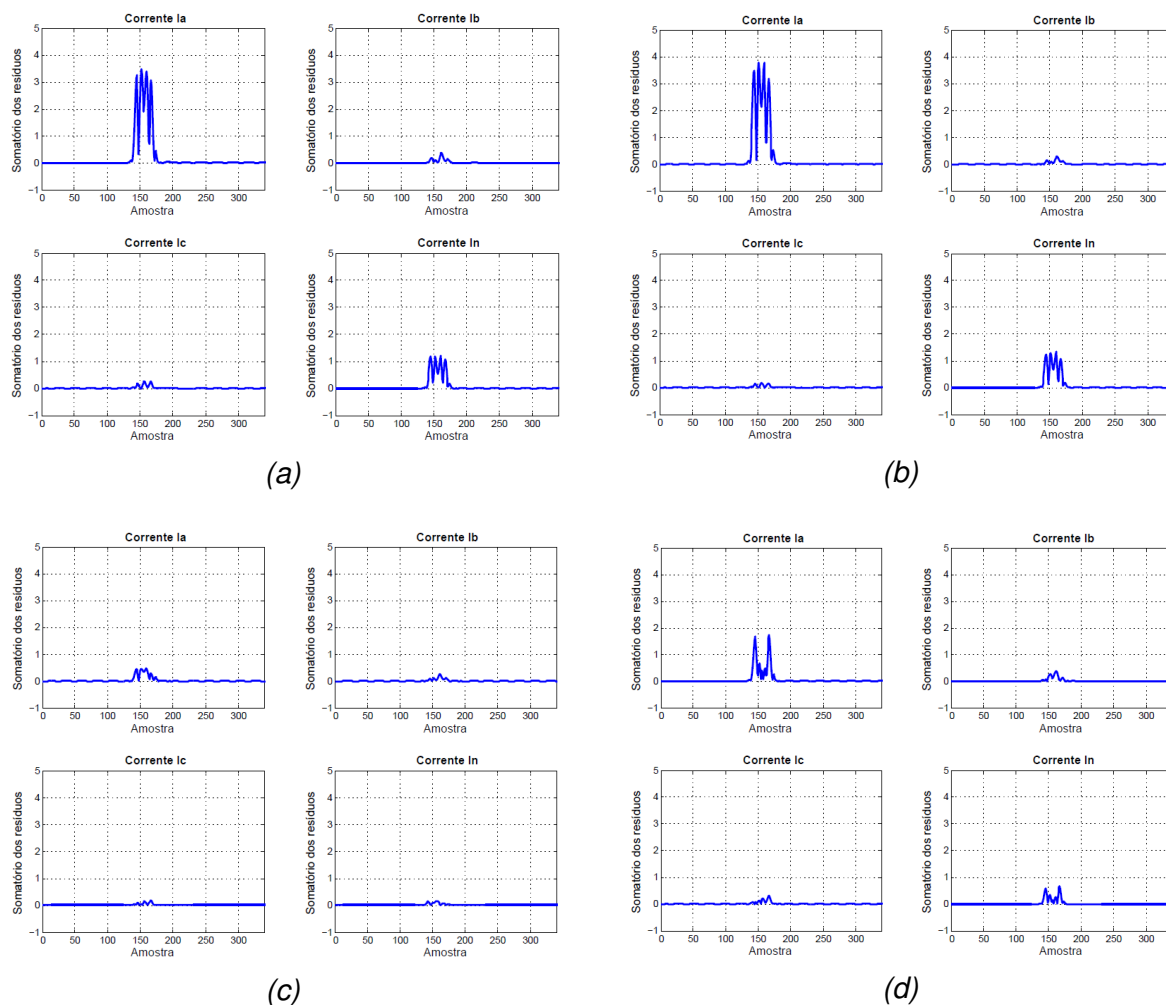


Figura 5.39 – Curva M da falta monofásica AT ($R_{F(AT)} = 80 \Omega$): (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra.

5.4.2 Simulação de Falta Bifásica Fase-Fase (BC)

Nesta seção, a falha simulada corresponde a uma falta entre as fases B e fase C ocorrida em vários pontos da linha de transmissão.

Assim como nas simulações anteriores, os gráficos a seguir representarão as principais etapas do processo de entrada de dados do relé. As simulações realizadas para o tipo de falta em questão adotam dois valores para resistência de falta, sendo $R_F = 0,5$ e 10 ohms. Defeitos entre fases têm como característica baixo valor de R_F . Além disso, como este tipo de falta não possui envolvimento com a terra, assim, a componente de sequência zero é nula, e as correntes de sequência positiva e negativa são iguais em módulo, mas não em ângulo. Nas simulações, buscou-se obter a máxima assimetria a fim de averiguar o comportamento do relé

Quadrilateral nas condições mais adversas possíveis. As Figuras 5.40 a 5.43 mostram as ondas de tensões e correntes em valores instantâneos para faltas ao longo da linha de transmissão a partir da barra E.

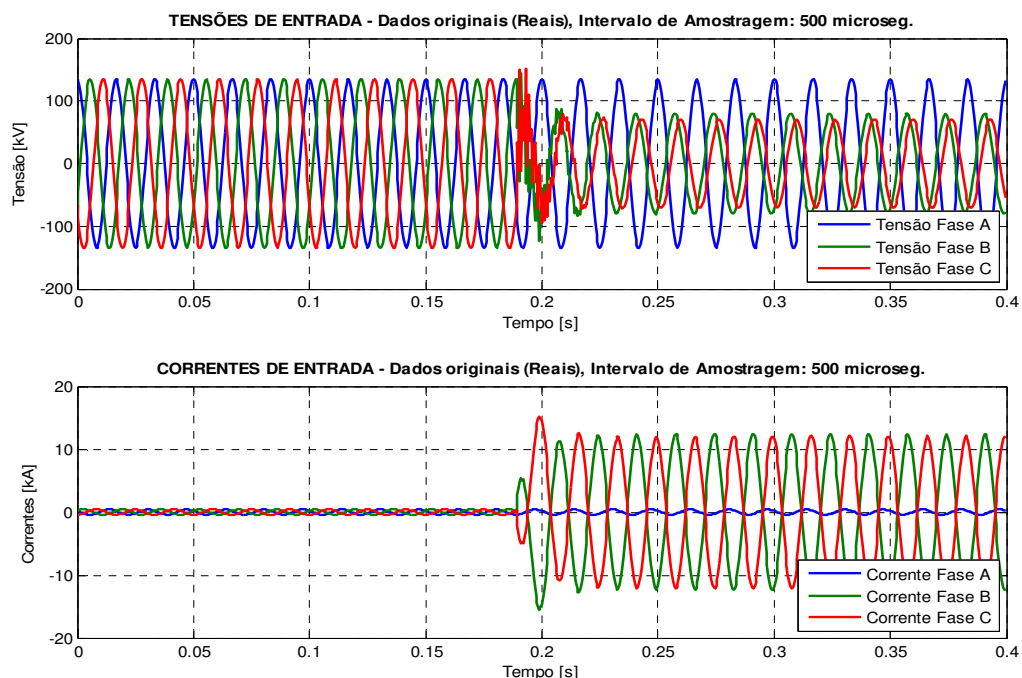


Figura 5.40 – Tensões e correntes originais para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$):
5 km à frente da barra E.

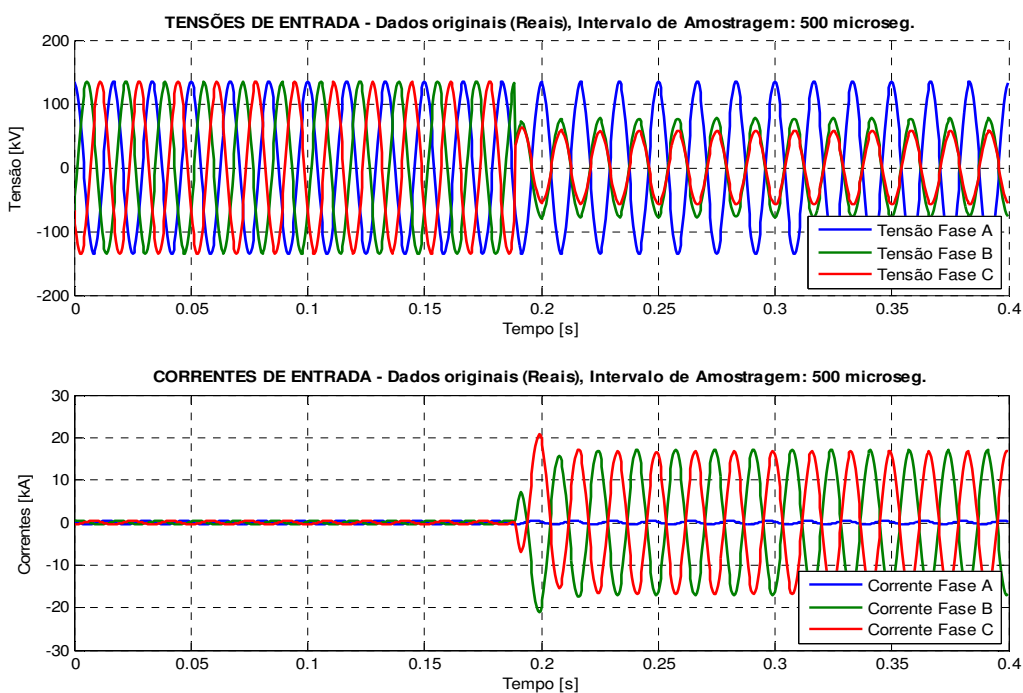


Figura 5.41 – Tensões e correntes originais para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$):
na barra E.

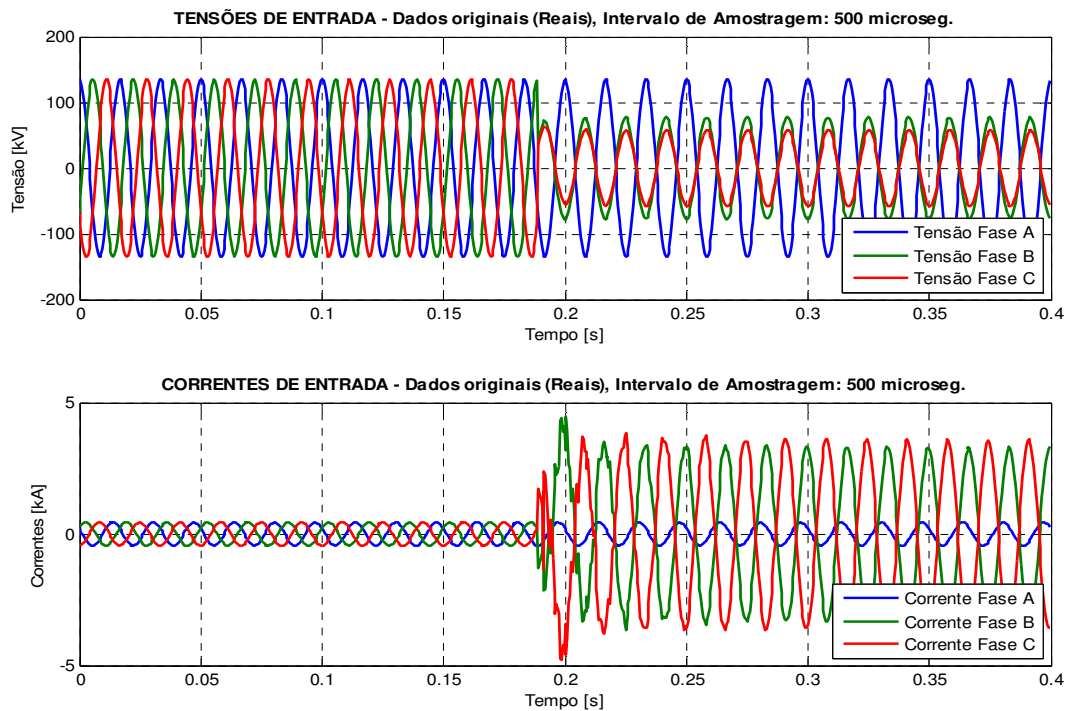


Figura 5.42 – Tensões e correntes originais para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$):
5 km atrás da barra E.

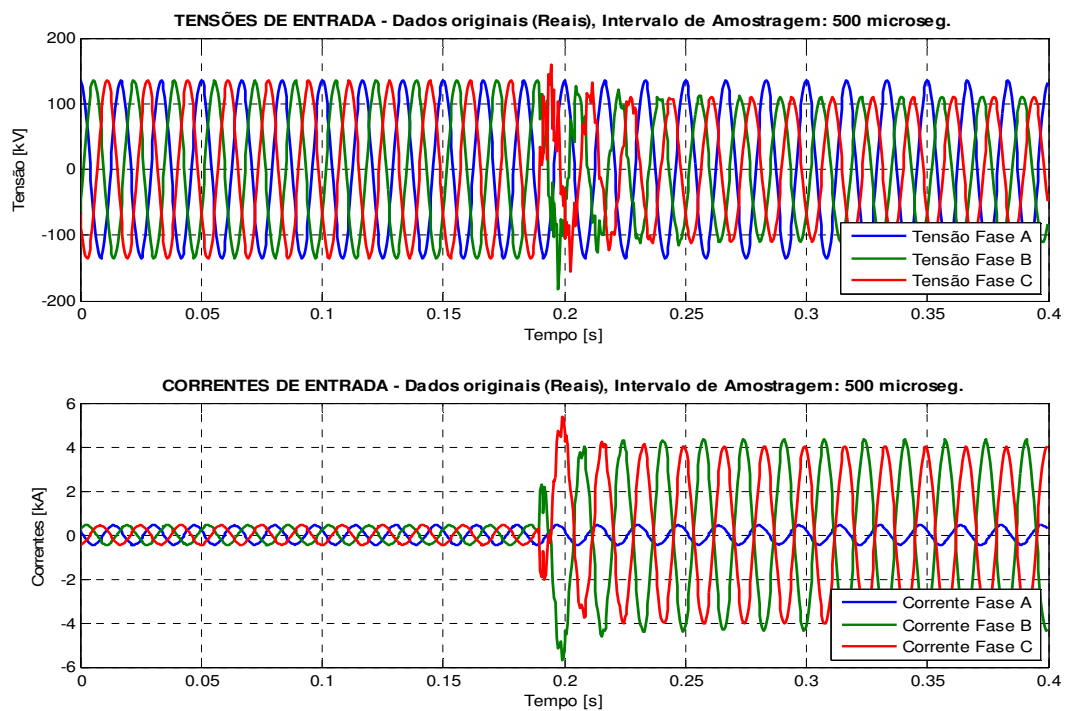


Figura 5.43 – Tensões e correntes originais para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$):
38,25 km à frente da barra E.

As Figuras 5.44 a 5.51 mostram a estimação fasorial realizada pelo método de Mínimos Quadrados para as faltas BC com $R_{F(BC)}$ igual a 0,5 ohms.

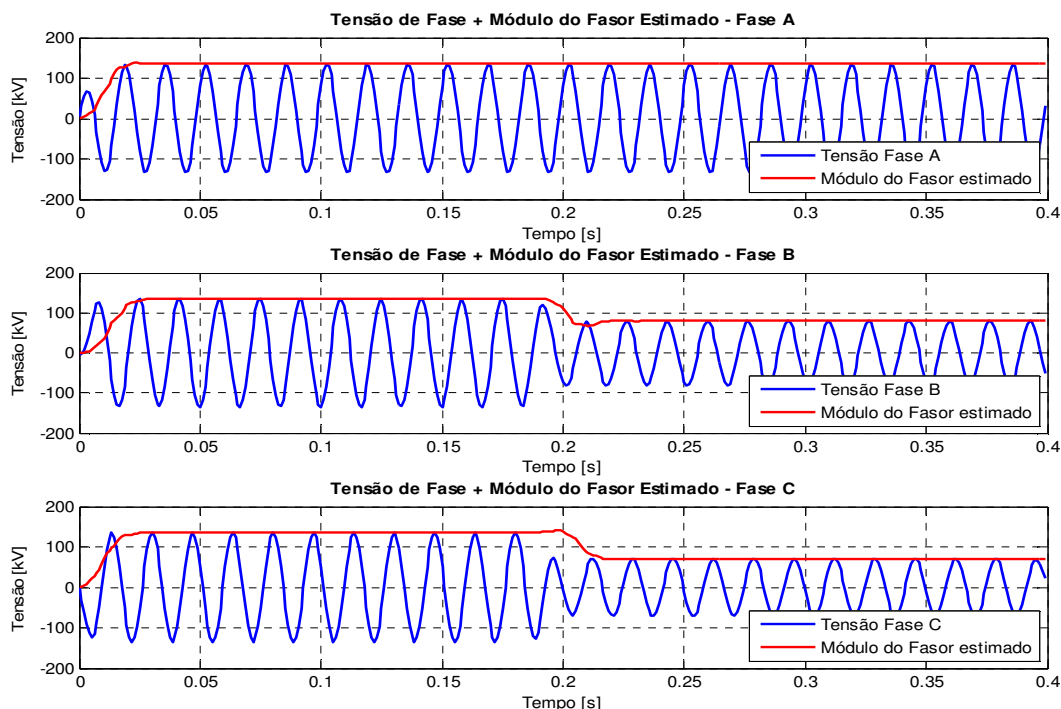


Figura 5.44 – Estimação fasorial das tensões para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$):
5 km à frente da barra E.

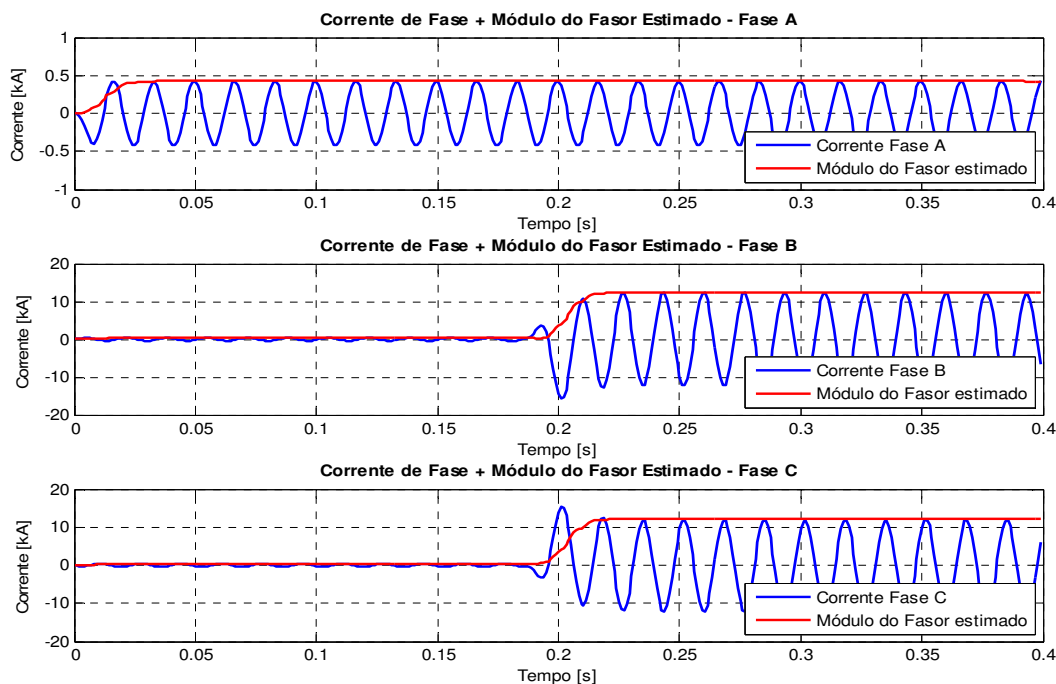


Figura 5.45 – Estimação fasorial das correntes para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$):
5 km à frente da barra E.

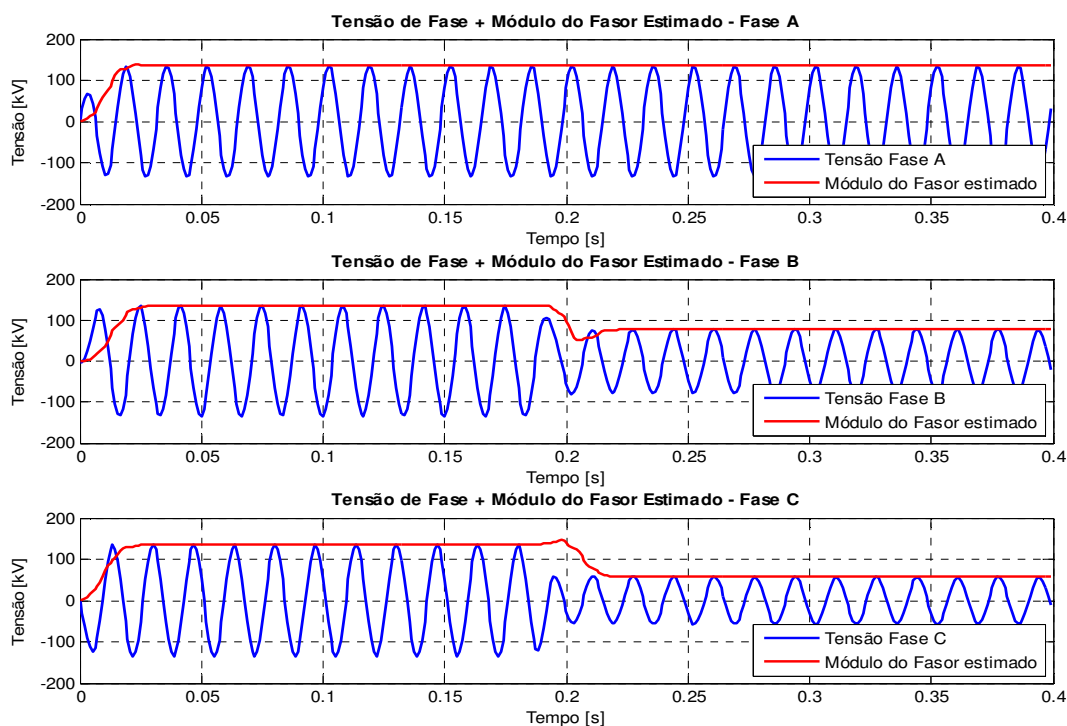


Figura 5.46 – Estimação fasorial das tensões para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$):
na barra E.

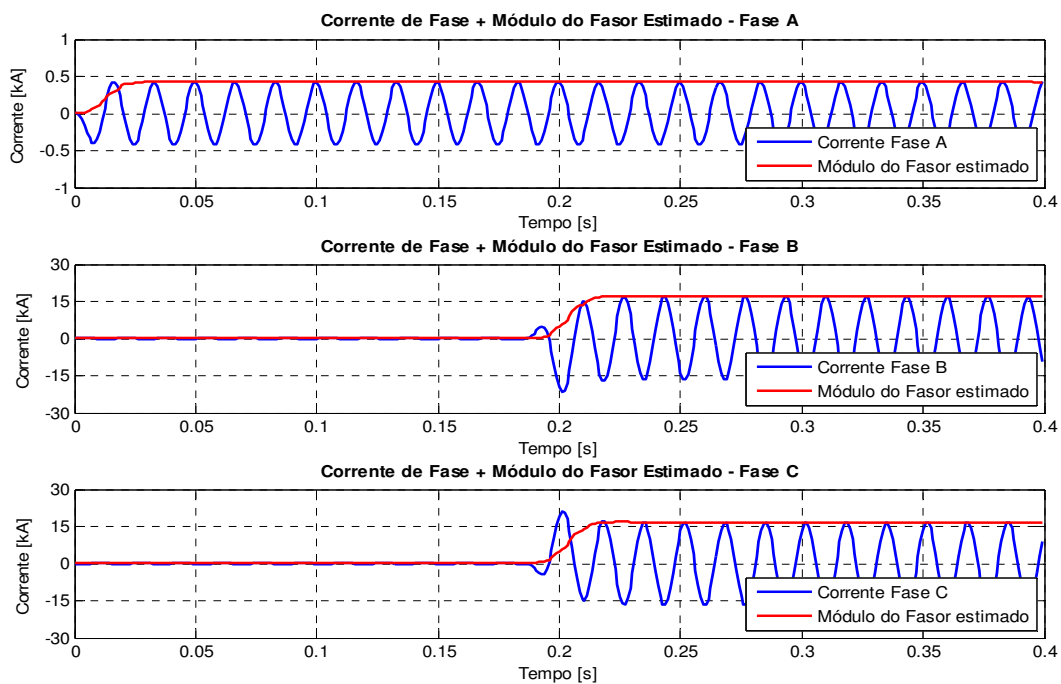


Figura 5.47 – Estimação fasorial das correntes para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$):
na barra E.

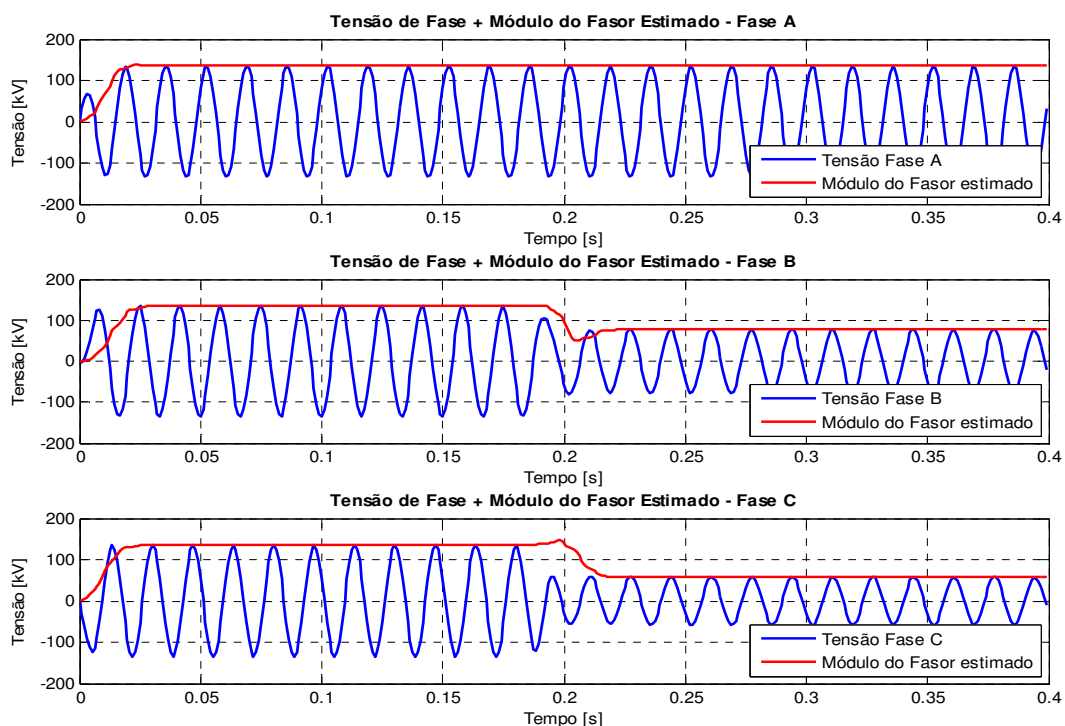


Figura 5.48 – Estimação fasorial das tensões para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$):
5 km atrás da barra E.

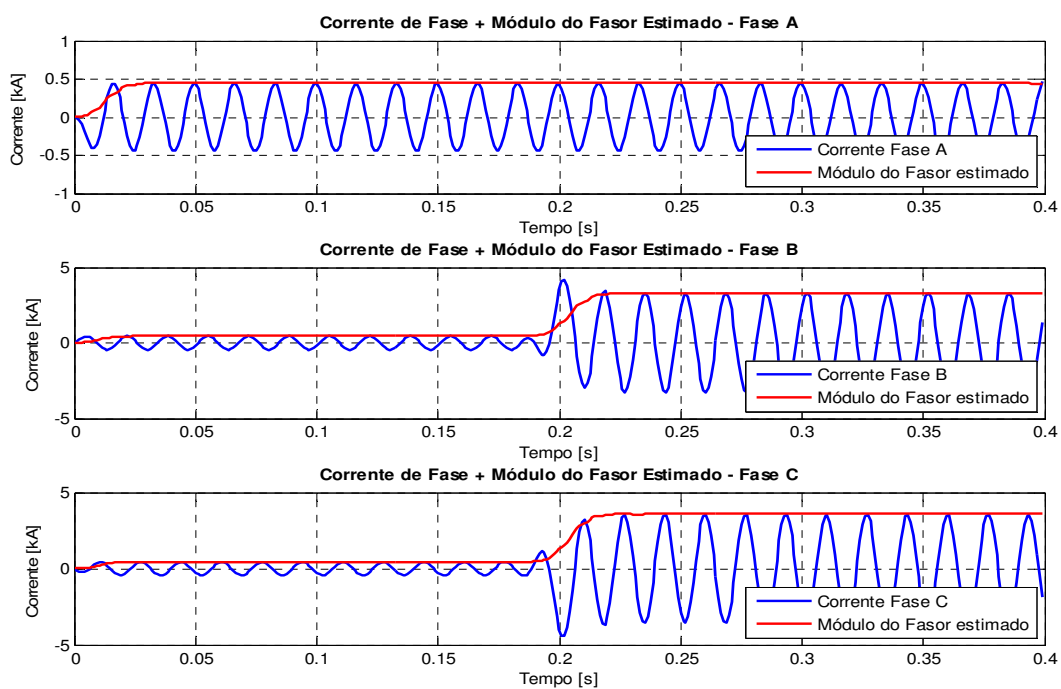


Figura 5.49 – Estimação fasorial das correntes para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$):
5 km atrás da barra E.

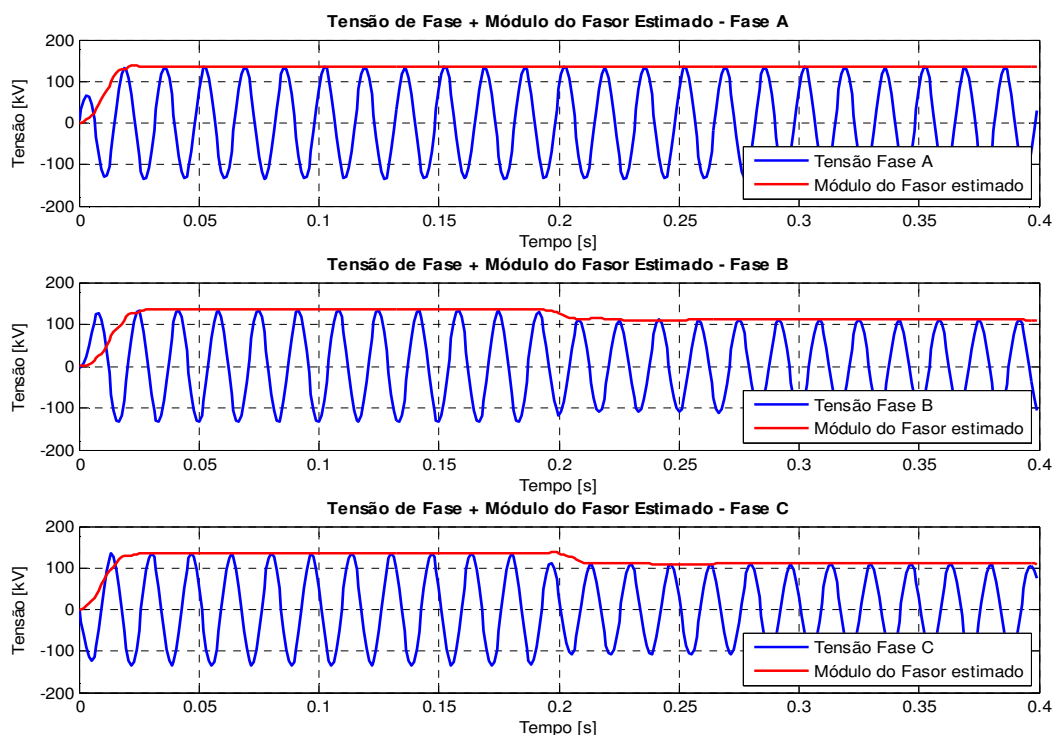


Figura 5.50 – Estimação fasorial das tensões para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$):
38,25 km à frente da barra E.

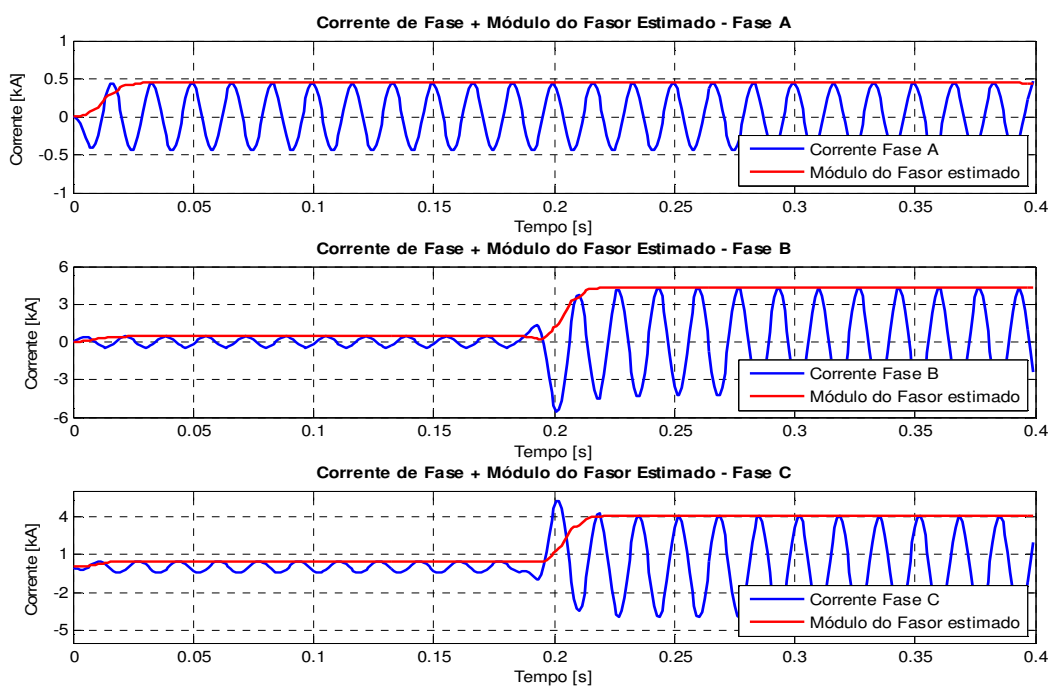


Figura 5.51 – Estimação fasorial das correntes para falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$):
38,25 km à frente da barra E.

Pela análise das figuras anteriores, nota-se que as fases envolvidas no defeito sofreram uma pronunciada queda de tensão, o que permitiu o acionamento das polarizações na etapa subsequente.

De igual modo para AT, a Polarização Singela se mostrou adequada para faltas BC e com ligeiro aumento da zona de proteção. Na figura 5.52, observou-se que esse aumento melhorou a característica de operação do relé para defeitos desta natureza, visto que os valores da impedância aparente foram menores se comparados à falta AT.

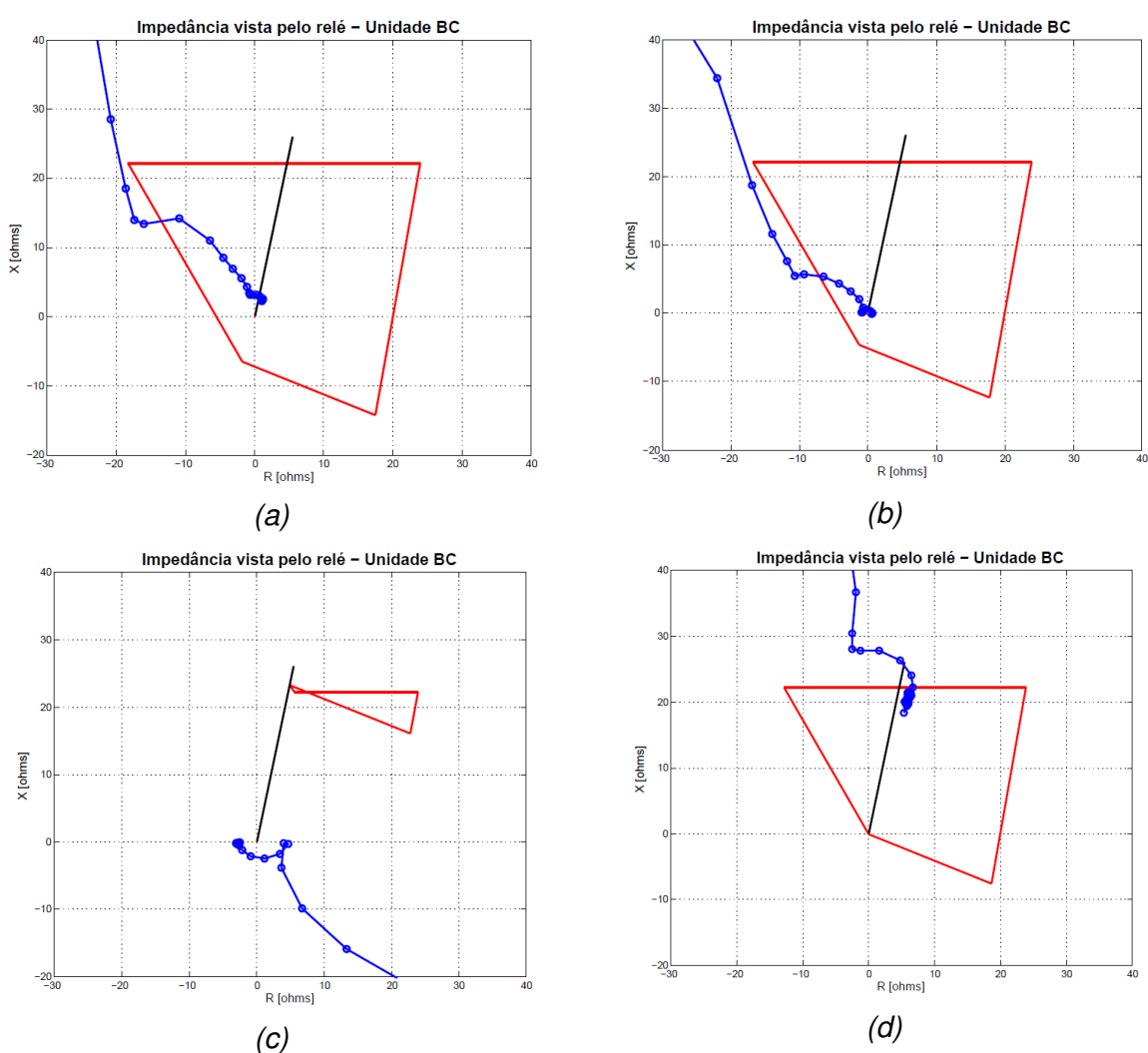


Figura 5.52 – Relé Quadrilateral com Polarização Singela – Falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$), Zona 1 de proteção com 85% da LT: (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra.

Nas Figuras 5.53 e 5.54 são apresentadas as respostas das simulações utilizando a Polarização Dual Cruzada e Dual Cruzada com memória, respectivamente. Tais respostas possuem pouca diferenciação na característica das zonas de proteção, e ambas executaram a tarefa de proteção da linha de forma adequada.

As expansões das zonas de proteção poderiam ser aumentadas com a alteração a partir da ponderação dos fatores f , m e q , e, conseqüentemente, o alcance resistivo seria alterado. Este fato denota o cuidado que deve ser tomado na modificação destas variáveis. Os mesmos valores na faltas monofásicas foram adotados nas faltas bifásicas, ou seja, fator f igual a 0,3, e fatores m e q iguais a 0,6 e 0,3, respectivamente.

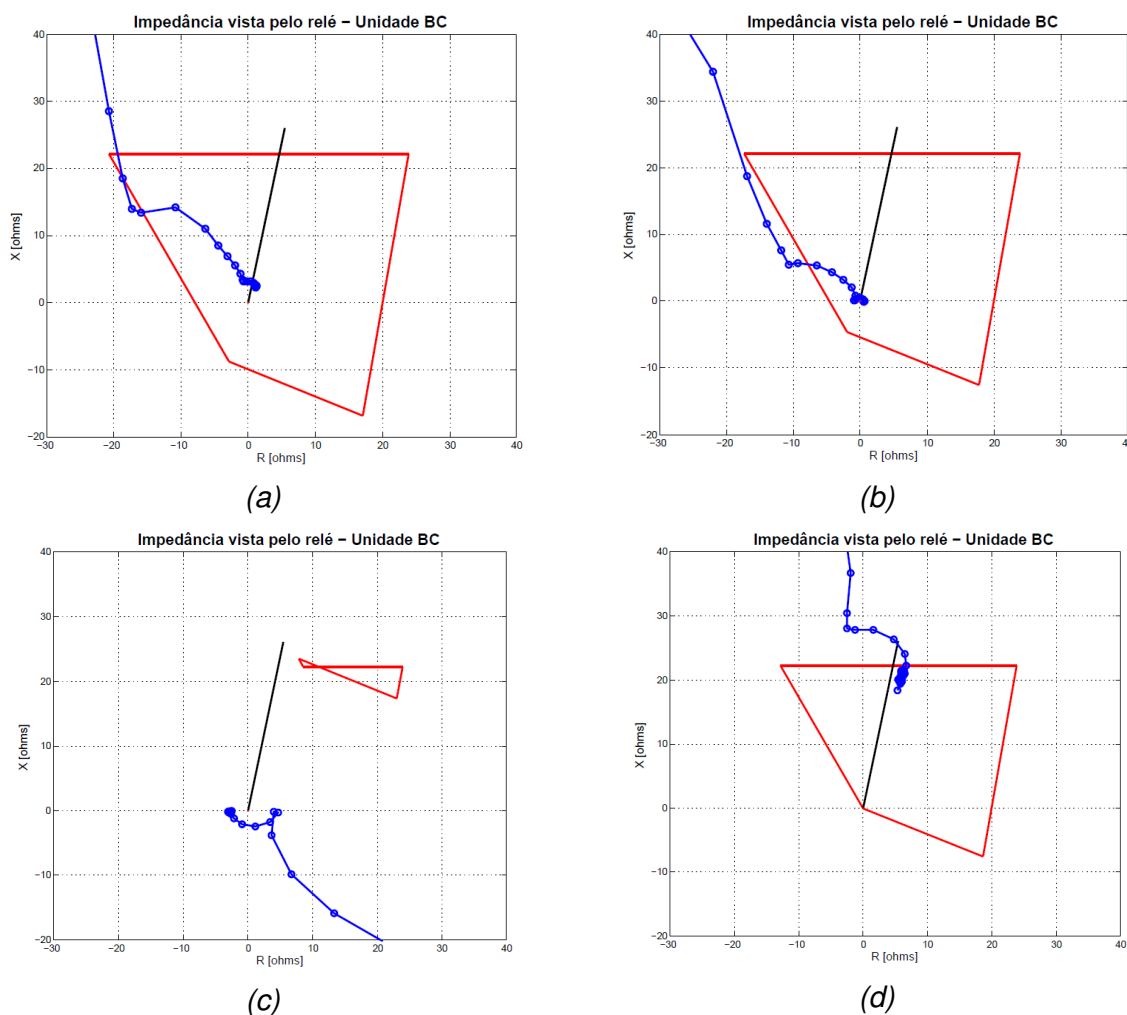


Figura 5.53 – Relé Quadrilateral com Polarização Dual Cruzada – Falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$), Zona 1 de proteção com 85% da LT: (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra.

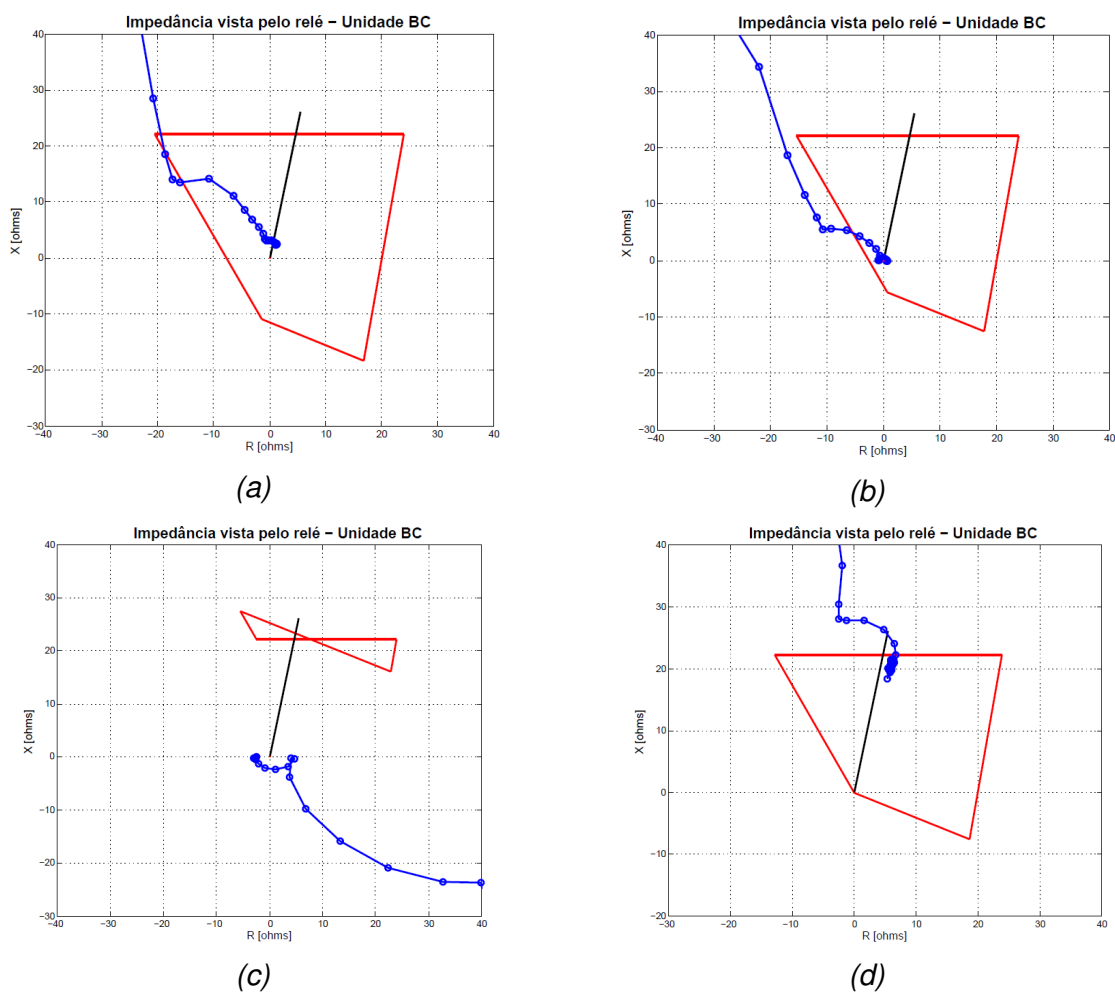


Figura 5.54 – Relé Quadrilateral com Polarização Dual Cruzada com memória – Falta BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$), Zona 1 de proteção com 85% da LT: (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra.

O monitor de transitório demonstrou corretamente as fases afetadas pela falha, conforme é demonstrado na Figura 5.55.

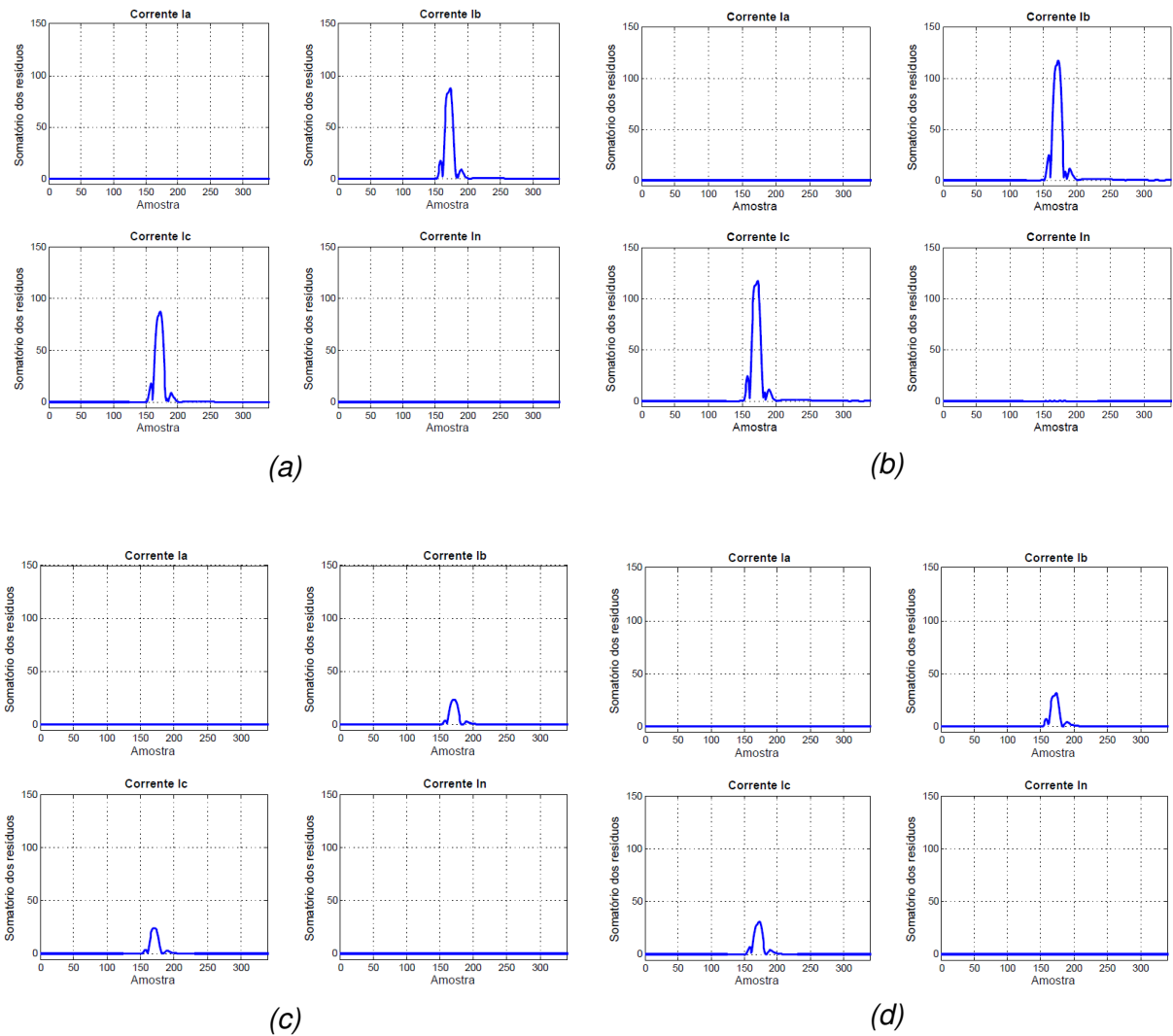


Figura 5.55 – Curva M da falta bifásica BC ($R_{F(BC)} = 0,5 \Omega$): (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra.

As Figuras 5.56 a 5.59 mostram as ondas de tensões e correntes em valores instantâneos para faltas ao longo da linha de transmissão a partir da barra E, com valor de resistência de falta entre fases igual a 10 ohms.

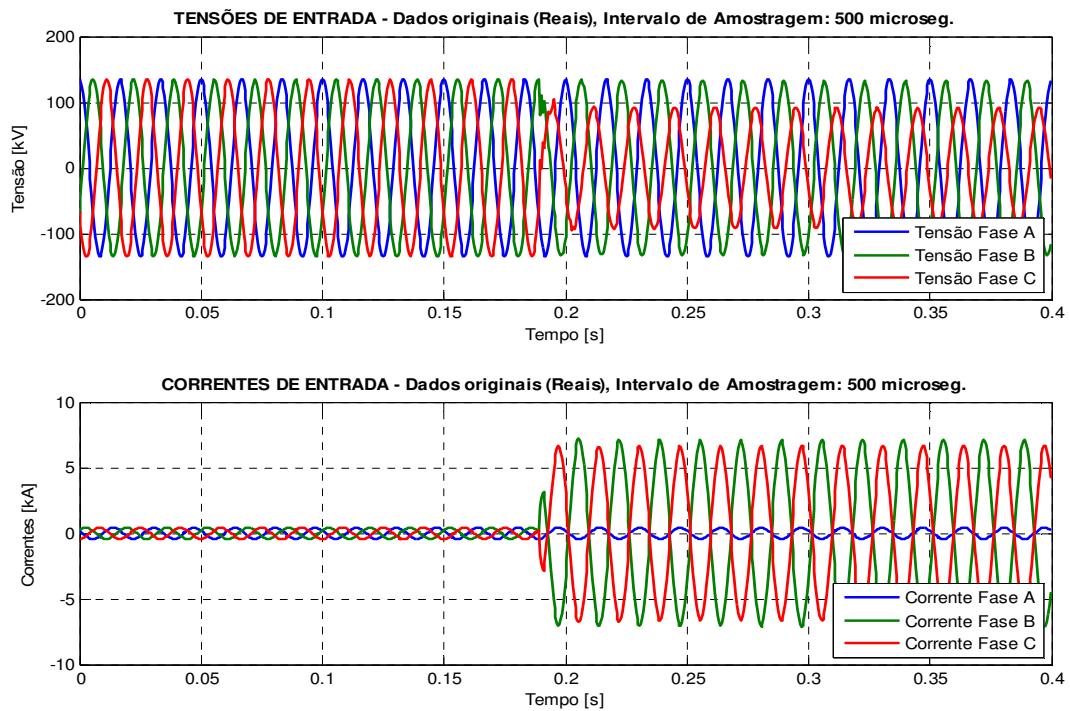


Figura 5.56 – Tensões e correntes originais para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$):
5 km à frente da barra E.

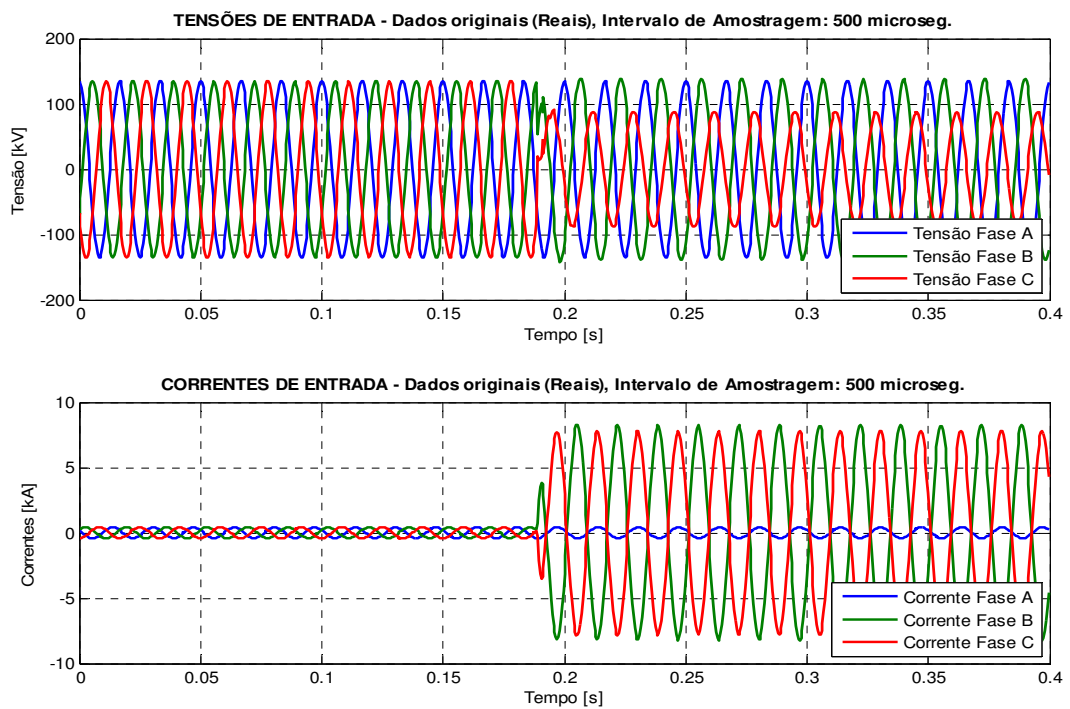


Figura 5.57 – Tensões e correntes originais para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$):
na barra E.

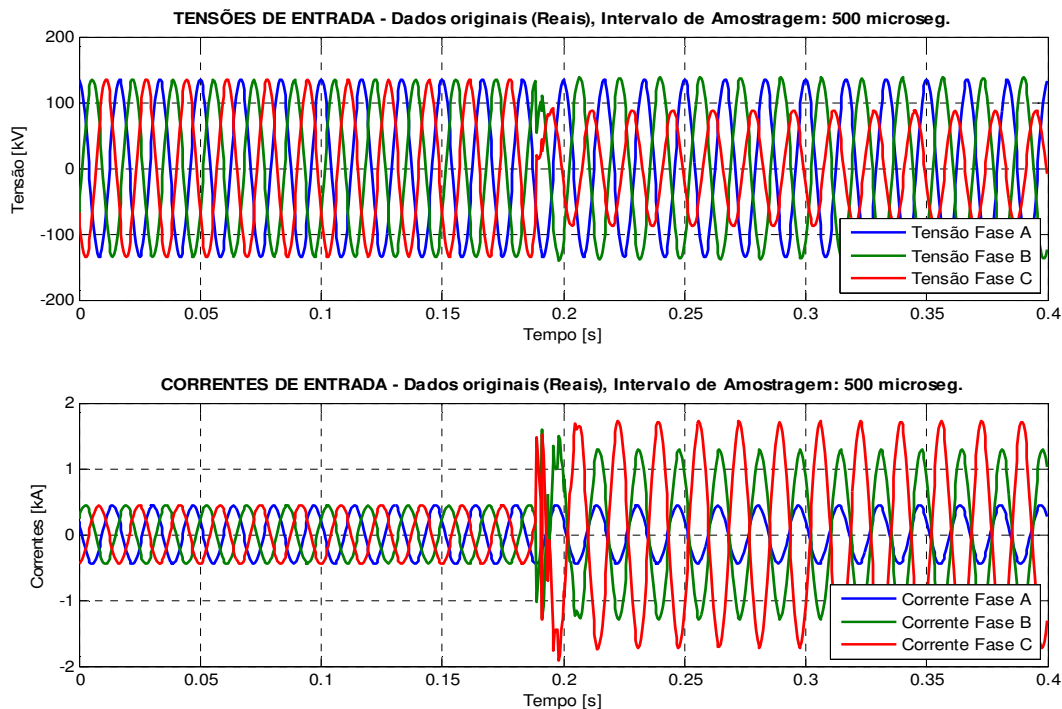


Figura 5.58 – Tensões e correntes originais para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$):
5 km atrás da barra E.

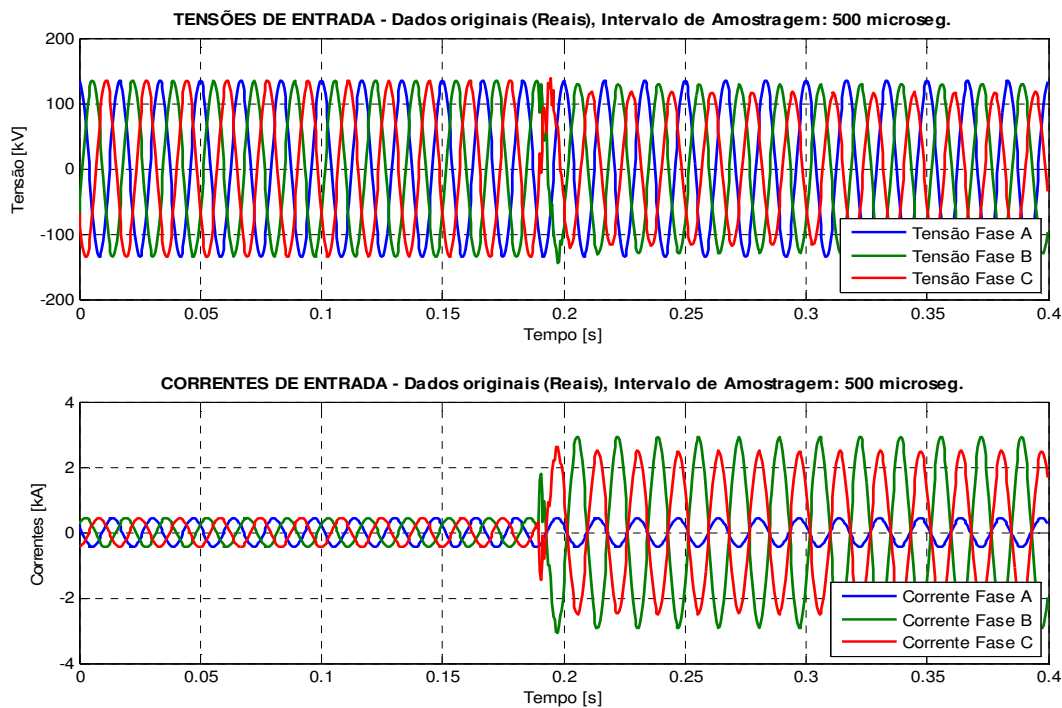


Figura 5.59 – Tensões e correntes originais para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$):
38,25 km à frente da barra E.

As Figuras 5.60 a 5.67 mostram a estimação fasorial realizada pelo método de Mínimos Quadrados para as faltas BC com $R_{F(BC)}$ igual a 10 ohms, para tensões e correntes.

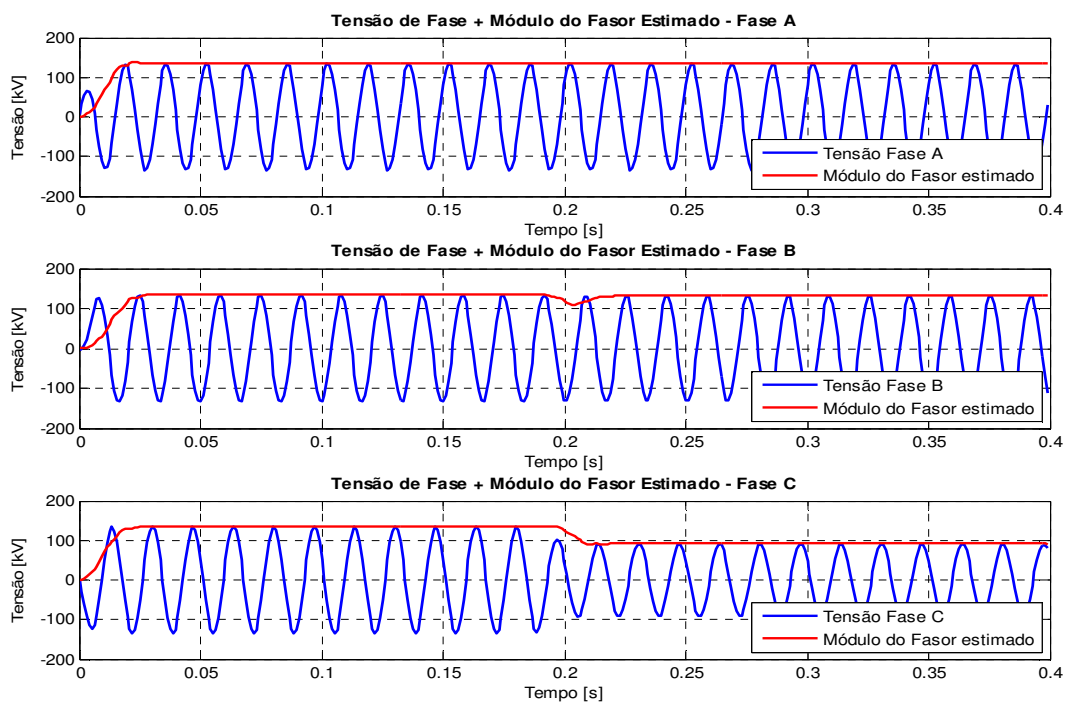


Figura 5.60 – Estimação fasorial das tensões para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$):
5 km à frente da barra E.

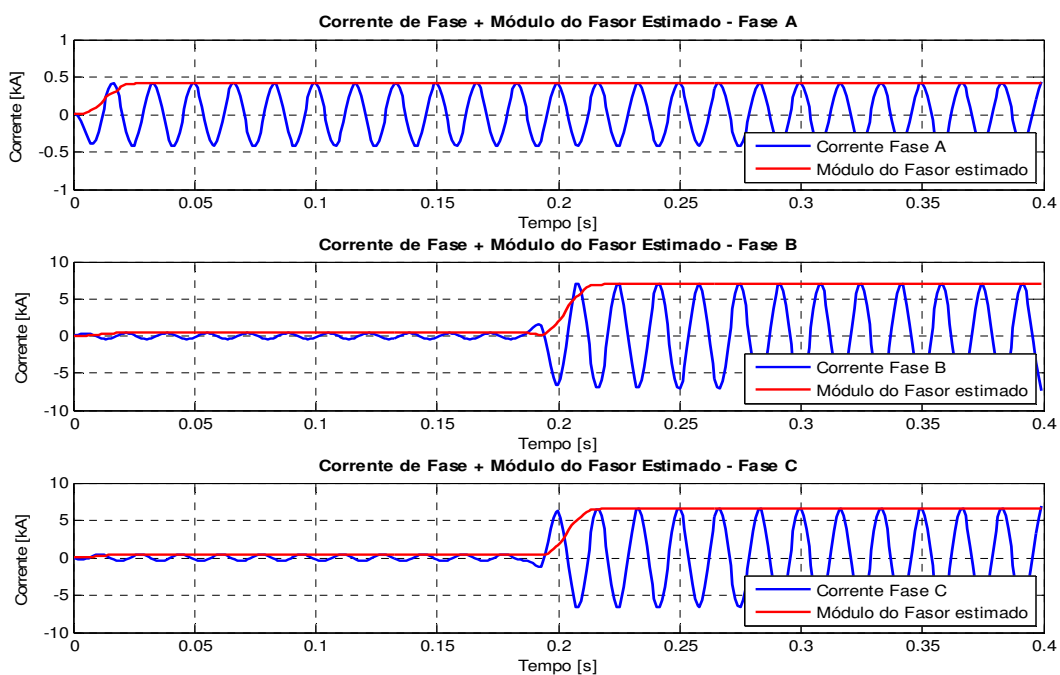


Figura 5.61 – Estimação fasorial das correntes para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$):
5 km à frente da barra E.

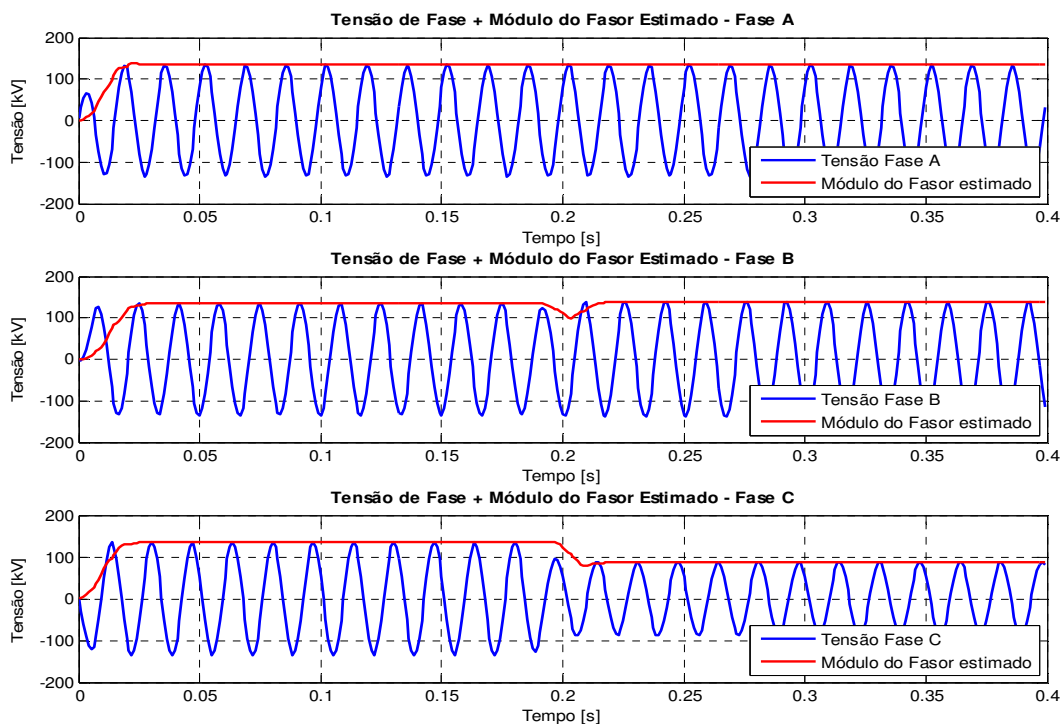


Figura 5.62 – Estimação fasorial das tensões para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$):
na barra E.

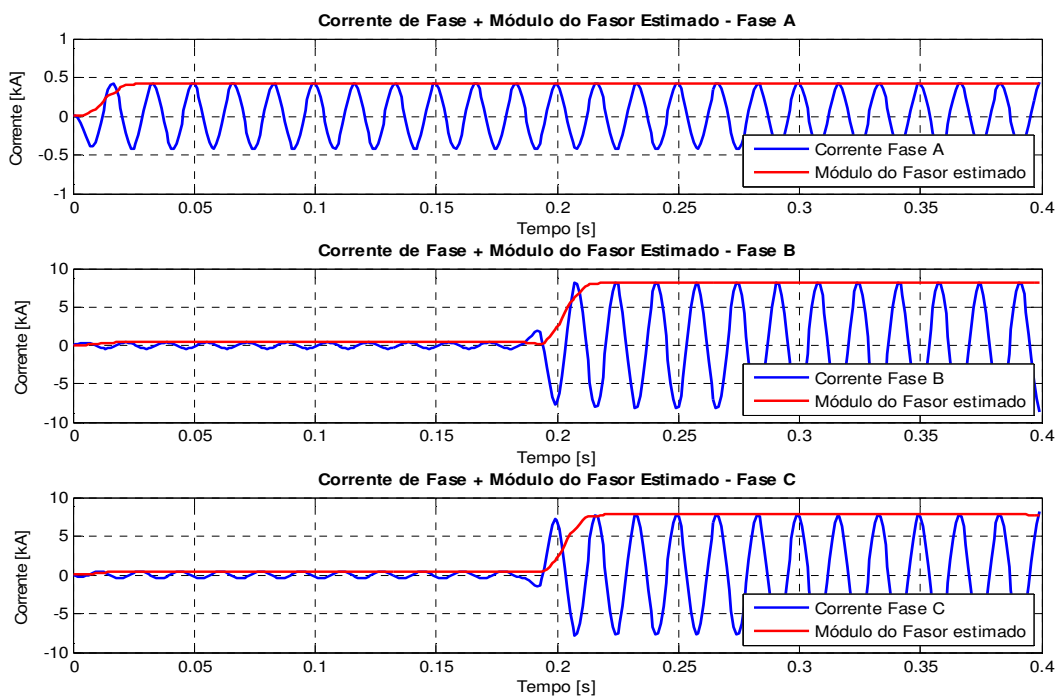


Figura 5.63 – Estimação Fasorial das correntes para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$):
na barra E.

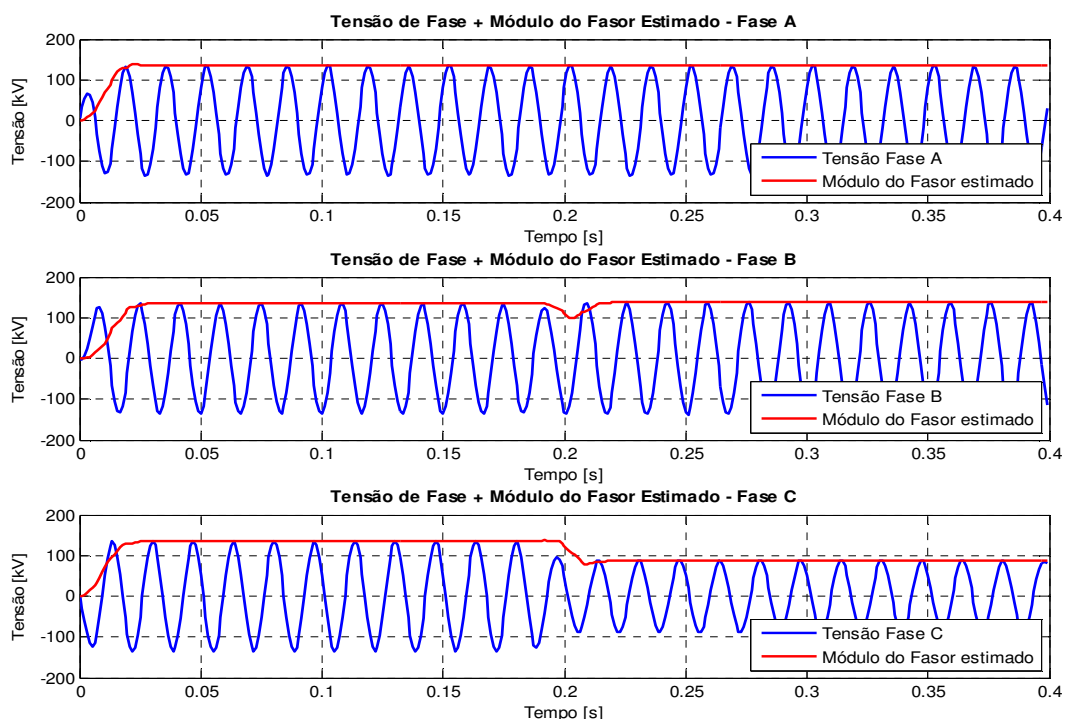


Figura 5.64 – Estimação fasorial das tensões para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$):
5 km atrás da barra E.

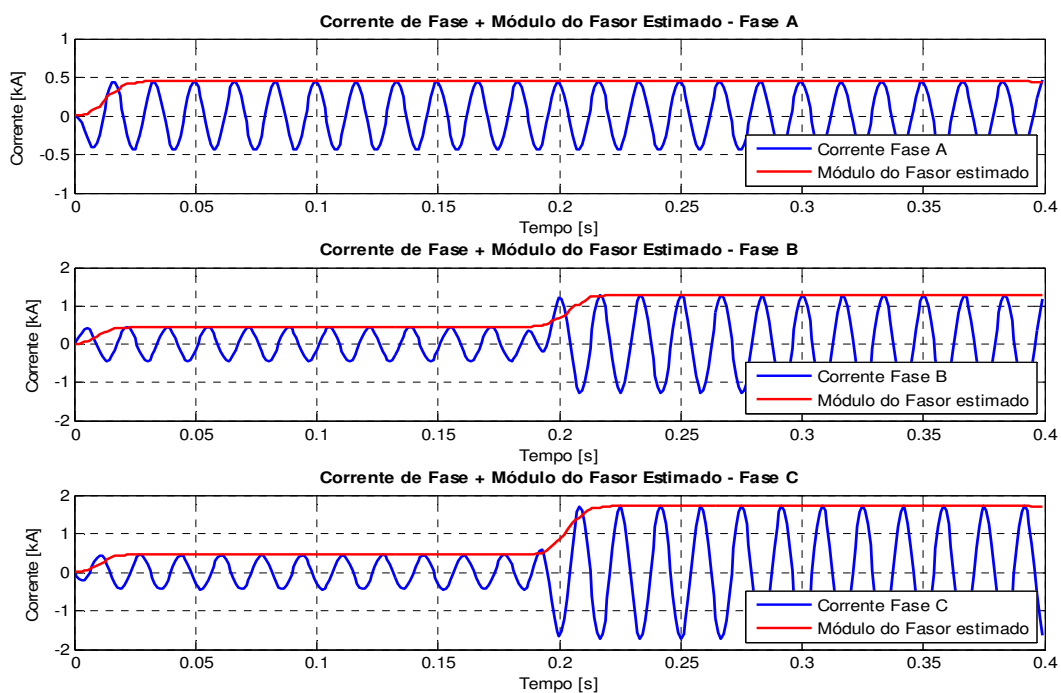


Figura 5.65 – Estimação fasorial das correntes para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$):
5 km atrás da barra E.

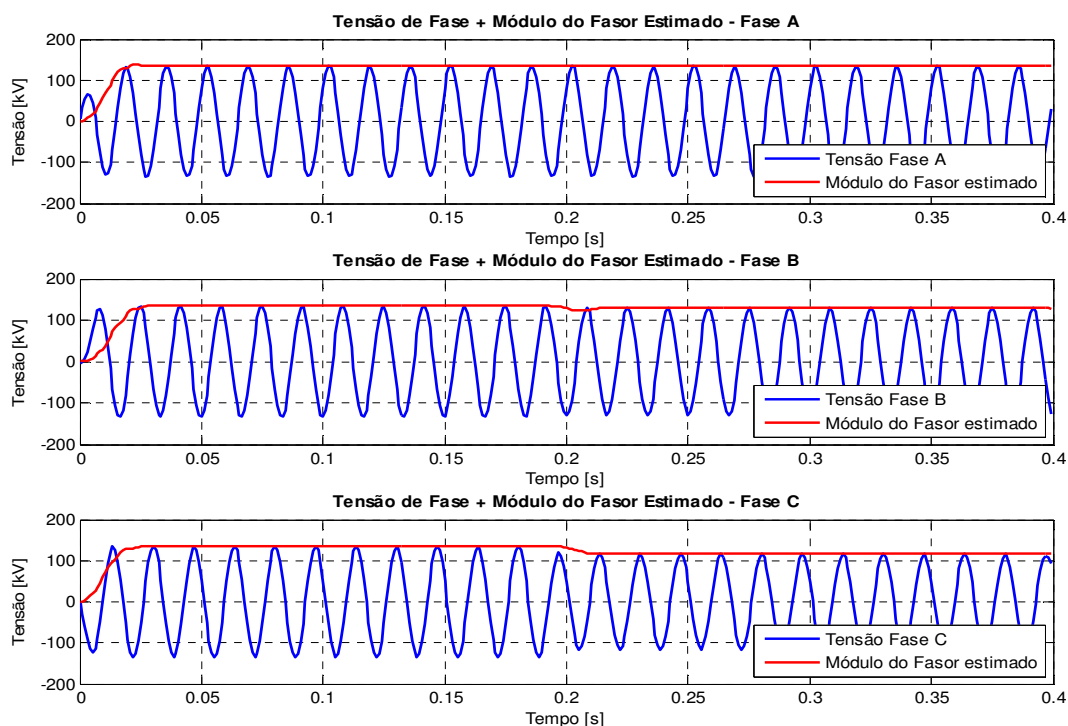


Figura 5.66 – Estimação fasorial das tensões para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$):
38,25 km à frente da barra E.

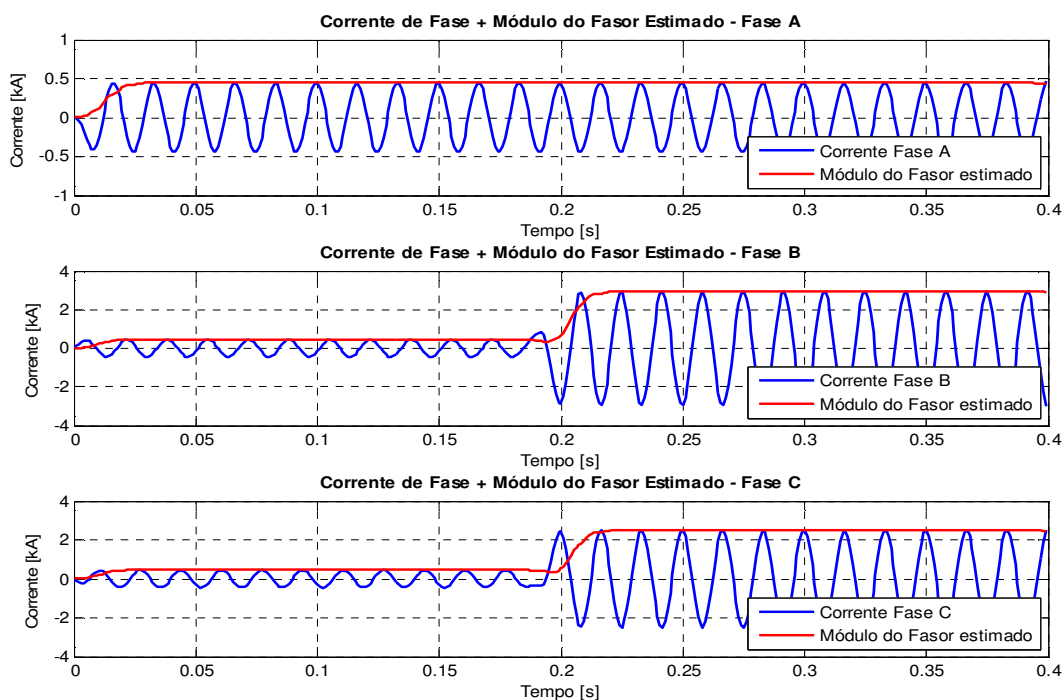


Figura 5.67 – Estimação fasorial das correntes para falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$):
38,25 km à frente da barra E.

De igual modo às outras faltas simuladas até aqui, a estimação fasorial também foi executada de forma satisfatória, conforme esperado. Observa-se que em algumas simulações a tensão da fase C sofreu com o afundamento de tensão. Já para a fase B aconteceu apenas no momento do defeito, e logo após, a tensão se manteve as patamares de operação nominal. Deste modo, a polarização não foi acionada e a zona de proteção do relé ficou estática, ou seja, não houve comportamento dinâmico, com pode ser visto na Figura 5.68. Apesar disso, a zona de proteção realizou corretamente a falta em questão, obtendo assim, um bom alcance resistivo para faltas desta natureza.

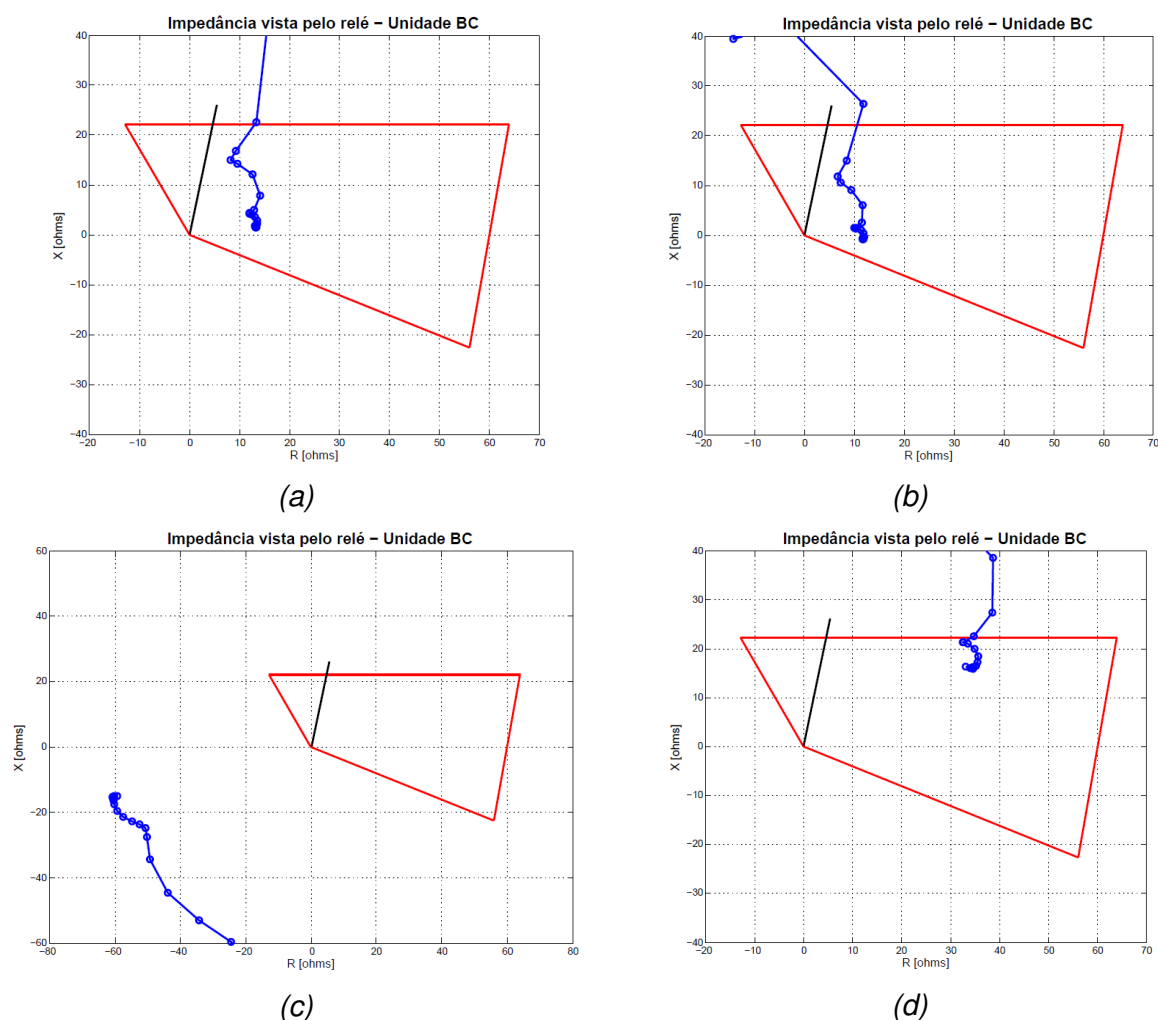


Figura 5.68 – Relé Quadrilateral com auto-polarização – Falta BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$), Zona 1 de proteção com 85% da LT: (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra.

O monitor de transitório na Figura 5.69 demonstrou corretamente as fases afetadas pela falha.

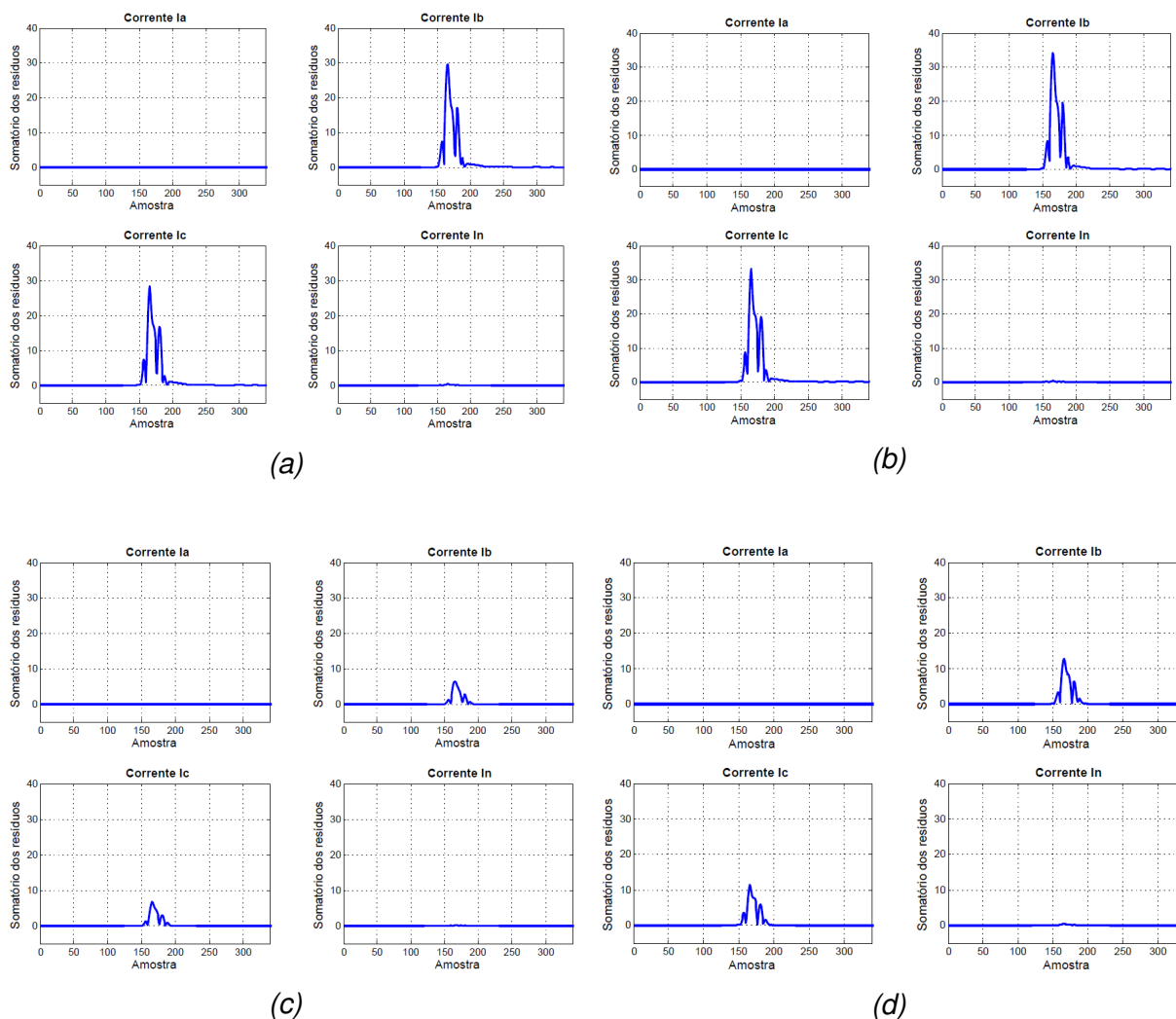


Figura 5.69 – Curva M da falta bifásica BC ($R_{F(BC)} = 10 \Omega$): (a) 5 km à frente da barra, (b) na barra, (c) 5 km atrás da barra, (d) 38,25 km à frente da barra.

Tratando-se das classificações das faltas, o algoritmo implementado identificou corretamente todos os defeitos simulados sem nenhuma irregularidade. Esta etapa é de fundamental importância para informar o tipo de falha ocorrida no sistema, sendo que, a partir dessa informação, decisões operacionais podem ser tomadas.

CAPÍTULO 6

Conclusões e Propostas de Continuidade

No presente trabalho avaliou-se o comportamento do relé de distância Quadrilateral para diversas formas de polarizações e suas características de expansão através das zonas de proteção. Também foram apresentados graficamente os resultados simulados para um sistema elétrico específico com configurações e valores típicos.

Através da Polarização Singela foi observada a importância da tensão de quadratura, pois, esta possibilita que o relé seja polarizado corretamente diante de faltas com decaimento de tensão na malha de falta, e através das combinações das fases não afetadas pelo curto-circuito, obtém-se a tensão de quadratura. Também foi observado que o efeito de expansão da zona de proteção acomodou de forma efetiva a resistência de falta para falhas próximas ao barramento ou no próprio barramento.

Com relação à Polarização Dual Cruzada, esta se mostrou uma alternativa apropriada para proteção de defeitos próximos à barra, visto que permite que haja pelo menos uma fase sem defeito na tensão polarizada (para maior parte dos *loops* de falta). Além disso, esta polarização é de fundamental importância na tomada de decisão de curtos-circuitos com impedância de malha de falta muito pequena, visto que, a inclusão de uma parcela adicional à tensão do *loop* de falta proporcional à tensão das fases não envolvidas com o defeito, possibilita a obtenção da correta direcionalidade da falha ocorrida. Por outro lado, este tipo de polarização se torna

inválida para faltas trifásicas já que todas as tensões das fases se anulam, e de mesmo modo, anula-se também a garantia de proteção.

As tensões de memórias aplicadas à Polarização Dual Cruzada com memória são de sobremaneira relevantes principalmente em faltas trifásicas, pois, em defeitos desta natureza, todas as fases são afetadas pelo curto-circuito, logo, estas tensões de memória são utilizadas para que o relé execute corretamente a proteção da linha em questão. Para os relés digitais, a polarização de memória recorre a alguns ciclos antes do momento da falta, garantindo assim o sinal de polarização do relé.

Foram confirmados os comportamentos dos relés frente a faltas reversas, onde os quais apresentaram corretamente o distanciamento do ponto de falta e a não atuação do relé para este tipo de defeito.

Conclui-se, também, a necessidade da inclusão do elemento direcional de impedância de sequência negativa para detecção de faltas com elevados valores de resistência de falta. A combinação deste elemento com o relé Quadrilateral Polarizado torna-se uma ferramenta importante e muito útil na proteção de linhas curtas. Como sugestão de continuidade propõe-se estender o estudo realizado para linhas extras curtas, analisando a variação do valor do fluxo de carga, *SIR* e *SIL*. Outro aspecto relevante para estudo é a implementação de um relé Quadrilateral combinado com elemento direcional, avaliando seu desempenho aplicadas as linhas de transmissão. Além disso, propõe-se a modelagem de um sistema maior a fim de avaliar sua aplicabilidade em linhas de transmissão média e longa.

Outro estudo interessante, seria a implementação da característica quadrilateral com as linhas de reatância e resistivas adaptativas. O estudo deve avaliar o elemento de reatância polarizado por corrente de sequência negativa e o elemento resistência por duas grandezas simultaneamente, sendo elas, a corrente de sequência positiva e negativa. Com isso, busca-se avaliar o sobrealcançe devido à carga na direção, bem como avaliar também as melhorias na cobertura da resistência de falta, para fluxos de carga à frente e fluxos de cargas reversas.

Por fim, propõe-se a avaliação dos erros causados por transformadores de instrumentos na medição do relé, visto que tais erros limitam a cobertura da resistência de falta nas aplicações de linhas curtas.

Referências Bibliográficas

ANDERSON, P. M. *Power System Protection*. Hardcover: IEEE Press Series on Power Engineering, v. 1, p. 10, 1999.

ANDRICHAK, J. G., ALEXANDER, G. E., *Distance Relays Fundamentals*. General Electric, Power Management, no. 3966, 2003.

BLACKBURN, J. L., DOMIN, T. J., *Protective Relaying: Principles and Applications*. 3 ed., CRC Press, 2006.

CALERO, F.; GUZMÁN, A.; BENMOUYAL, G. *Adaptive Phase and Ground Quadrilateral Distance Elements*. Schweitzer Engineering Laboratories, 2009.

CARDOSO, E. P., *Nova Metodologia para Localização de Falhas em Redes e Linhas de Sistemas De Distribuição – LOCFALT*. 2006, Dissertação (Mestrado), UFMG, 2006.

COOK, V., *Analysis of Distance Protection*. John Wiley and Sons Inc., 1985.

COURY, D. V., OLESKOVICZ, M., GIOVANINI, R., *Proteção Digital de Sistemas Elétricos de Potência: dos relés eletromecânicos aos microprocessadores inteligentes*. São Carlos, SP, Brasil: EESC-USP, 2007.

DIAS, R. N., *Nova Metodologia para Identificação de Pontos Críticos de Desempenho em Linhas de Transmissão Baseada na Aplicação de Sistemas de Localização de Descargas Atmosféricas*. 2006, Tese (Doutorado), UFMG, Belo Horizonte.

EISSA, M.M., *Ground Distance Relay Compensation based on Fault Resistance calculation*. IEEE Trans. Power Deliv., v. 21, no. 4, pp. 1830–1835, 2006.

ELMORE, W. A. *Protective Relaying: Theory and Applications*. 2. ed. New York, USA: Marcel Dekker Inc., 2003.

FILHO, J. M.; MAMEDE, D. R. *Proteção de Sistemas Elétricos de Potência*. Rio de Janeiro, RJ, Brasil: LTC, 2011.

FORMIGA, D. A., *Estimação de Fasores para Proteção de Sistema Elétricos Baseada em Mínimos Quadrados e Morfologia Matemática*. 2012, Dissertação (Mestrado), UFRN, Natal.

HARIKRISHNA M, *Performance of Quadrilateral Relay on EHV Transmission Line Protection During Various Faults*. In: ACEEE International Journal on Control System and Instrumentation, vol. 1, no. 1, 2010.

HOLBACH, J., VABLAMANI, V., Y. Lu, Y., *Issues and Solutions in Setting a Quadrilateral Distance Characteristic*. 61st Annual Conference for Protective Relay Engineers, College Station, Texas, 2008.

HOROWITZ, S. H.; PHADKE, A. G. *Power System Relaying*. 3. ed. West Sussex PO19 8SQ, England: Research Studies Press Limited and John Wiley & Sons, Ltd, 2008.

HUMPAGE, W. D.; KANDIL, M. S., *Discriminative Performance of Distance Protection Under Fault Operating Conditions*. Proc. IEE, v. 115, no. 1, 1968.

IEEE. Guide for Protective Relay Applications to Transmission Lines. ed. New York: IEEE PC37.113/D5.2, p. 1–155, 2011.

LEWIS, W. A., TIPPETT, L. S. *Fundamental Basis for Distance Relaying on Three-phase Systems*, Transactions A.I.E.E., v. 66, pp. 694–709, 1947.

MASCHER, L. J. D.,. *Análise do Desempenho de Algoritmos de Proteção de Distância frente à Falhas Monofásicas – Abordagem tendo em vista uma Proteção Adaptativa*. 2010, Dissertação (Mestrado), UNIFEI, Itajubá.

Mason, C. R., "The Art and Science of Protective Relaying", John Wiley & Sons, New York, 1956.

MOONEY, J. PEER, J., *Application Guidelines for Ground Fault Protection*. 51st Annual GA Tech Protective relay Conference, 1998.

MORAES, R. M., SOLLERO, R. B., ORDACGI Fo, J. M., *Effects of polarizing voltages on the choice of distance protections for series compensated transmission line*. CIGRÉ SC-B5 Colloquium, Calgary, 2005.

PEREIRA Jr, I. H., *Localização Automática de Falhas em Linhas de Transmissão com Informações dos Dois Terminais*. 2004, Dissertação (Mestrado), UFMG, Belo Horizonte.

PEREIRA, C., *Proteção de Distância*, 05 ago. 2013, 09 dez. 2013, 90f. Notas de Aula.

PEREIRA, C., *Redes Elétricas no Domínio da Frequência: Técnicas de Análise, Modelos de Componentes, Técnicas Computacionais*. ArtLiber, São Paulo, 2015.

PEREIRA, C.; CRUZ, F. C., *Análise do Comportamento Estático e Dinâmico dos Filtros Digitais de Mínimos Quadrados na Proteção de Linhas de Transmissão*. XV SNPTEE, Foz do Iguaçu, v. 1, p. 12-17, 1999.

PEREIRA, C.; CRUZ, F. C.; VISACRO FILHO, S., *Teaching Transmission Line Digital Protection using a Didactic PC Compatible Program*. 37th CIGRÉ Biannual Session – I Workshop Links University CIGRÉ, Paris, v. LUC. p. 07-1-07-6, 1998.

PHADKE, A. G.; THORP, J. S. *Computer Relaying for Power System*. 2. ed. West Sussex, England: Research Studies Press Limited and John Wiley & Sons, Ltd, 2009.

ROCHA, A. C. O., FRANCO, J. L., CARMO, L. S., CHERCHIGLIA, L. C. L., *Aplicação de Pará-raios para a Melhoria do Desempenho de Linhas de Transmissão 230 kV*. XVI SNPTEE, GSC/009, Campinas, 2001.

SAENGSUWAN, T., *Modelling of Distance Relays in EMTP*. Proceedings of IPST, 1999.

SCHWEITZER, E. O.; HOU, D. *Filtering for Protective Relays*. Schweitzer Engineering Laboratories, Pullman, USA, 1993.

SILVA, K. M. *Estimação de Fasores Baseada na Transformada Wavelet para Uso na Proteção de Distância de Linhas de Transmissão*. 2009, Tese (Doutorado), UFCG, Campina Grande.

SILVEIRA, E. G., *Localização digital de Faltas em Linhas de Transmissão com Utilização dos Dados de Um Terminal*. 2001. Dissertação (Mestrado), UFMG, Belo Horizonte.

SILVEIRA, E. G., *Localização digital de Faltas em Linhas de Transmissão: Desenvolvimento de Novos Algoritmos e Implementação de Sistema Computacional para Aplicações Práticas*. 2007. Tese (Doutorado), UFMG, Belo Horizonte.

SIQUEIRA, M. C., *Desempenho da Proteção de Distância sob Diferentes Formas de Polarização*. 2007, Dissertação (Mestrado), UFRJ, Rio de Janeiro.

SOARES, W. F., GOLDMAN, F. L., ABBOUD, R., Desafios e Soluções na Proteção de Uma Linha de Transmissão Longa. XIX SNPTEE, GPC 08, Rio de Janeiro, 2007.

WARD, S., Comparison of Quadrilateral and Mho Distance Characteristic. In: 26th Annual Western Protective Relay Conference, Spokane, WA, 1999.

WARRINGTON, A. R. van C., *Protective Relays – Their Theory and Practice*. vol. I, Chapman & Hall Ltd., London, 1962.

YESANSURE, M. T.; ARORA, G. T., *Numerical Quadrilateral Distance Relay*. International Journal of Innovative Research in Science, Engineering and Technology, 2013.

ZIEGLER, G. *Numerical Distance Protection: Principals and Applications*. 2. ed. Berlin, Germany: Publicis Publishing, 2006.

Apêndice A

Dedução do Método dos Mínimos Quadrados

Algoritmo Utilizando o Método da Pseudo-inversa

Seja \bar{y} uma função matricial a ser ajustada a um conjunto de amostras de uma grandeza qualquer. A função \bar{y} é definida por:

$$\underbrace{\bar{y}}_{(N \times 1)} = \underbrace{\tilde{X}}_{(N \times M)} \cdot \underbrace{\bar{\theta}}_{(M \times 1)} \quad \text{A.1}$$

em que \bar{y} é o vetor coluna de amostras conhecidas (N amostras), \tilde{X} é a matriz de regressores (ordem $N \times M$) e $\bar{\theta}$ é o vetor coluna de coeficientes desejados (M coeficientes, com $M \leq N$).

A grandeza \bar{y} pode ser determinada como:

$$\bar{y} = \tilde{X} \cdot \bar{\theta} + \bar{e} \Rightarrow \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ \vdots \\ y_N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_{11} & X_{12} & \cdots & X_{1M} \\ X_{21} & X_{22} & \vdots & X_{2M} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ X_{N1} & X_{N2} & \cdots & X_{NM} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \\ \vdots \\ \theta_M \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} e_1 \\ e_2 \\ \vdots \\ e_N \end{bmatrix} \quad \text{A.2}$$

em que \bar{e} é o vetor dos N erros para cada um dos N instantes de tempos discretos.

O erro quadrado E é dado por:

$$E = \bar{e}^T \cdot \bar{e} = [e_1 \ e_1 \ \dots \ e_N] \begin{bmatrix} e_1 \\ e_2 \\ \vdots \\ e_N \end{bmatrix} = e_1^2 + e_2^2 + \dots + e_N^2 \quad \text{A.3}$$

Desta forma, pode-se pensar em escolher o melhor conjunto de coeficientes $\bar{\theta}$ ao se minimizar este erro quadrado E . Assim, o método dos erros mínimos quadrados consiste em escolher um conjunto de coeficientes $\bar{\theta}$ de forma a minimizar o erro quadrado E , e pode ser expresso por:

$$\frac{\partial E}{\partial \bar{\theta}} = \left[\frac{\partial E}{\partial \theta_1} \ \frac{\partial E}{\partial \theta_2} \ \dots \ \frac{\partial E}{\partial \theta_M} \right]^T = [0 \ 0 \ \dots \ 0]^T = \bar{0} \quad \text{A.4}$$

onde $\partial E / \partial \bar{\theta}$ e o vetor $\bar{0}$ são vetores $M \times 1$. Na equação A.2 o valor do erro \bar{e} é dado por:

$$\bar{e} = \bar{y} - \tilde{X} \cdot \bar{\theta} \quad \text{A.5}$$

Desta forma, o erro quadrado E pode ser dado por:

$$E = \bar{e}^T \cdot \bar{e} = (\bar{y} - \tilde{X} \cdot \bar{\theta})^T \cdot (\bar{y} - \tilde{X} \cdot \bar{\theta}) \quad \text{A.6}$$

Desenvolvendo a equação A.6 resulta em:

$$E = (\bar{y}^T - \bar{\theta}^T \tilde{X}^T) \cdot (\bar{y} - \tilde{X} \bar{\theta}) = \bar{y}^T \bar{y} - \bar{y}^T \tilde{X} \bar{\theta} - \bar{\theta}^T \tilde{X}^T \bar{y} + \bar{\theta}^T \tilde{X}^T \tilde{X} \bar{\theta} \quad \text{A.7}$$

Substituindo A.7 em A.4 tem-se que:

$$\frac{\partial E}{\partial \bar{\theta}} = \frac{\partial}{\partial \bar{\theta}} [\bar{y}^T \bar{y} - \bar{y}^T \tilde{X} \bar{\theta} - \bar{\theta}^T \tilde{X}^T \bar{y} + \bar{\theta}^T \tilde{X}^T \tilde{X} \bar{\theta}] = \bar{0} \quad \text{A.8}$$

ou ainda,

$$\frac{\partial E}{\partial \bar{\theta}} = \frac{\partial}{\partial \bar{\theta}} [\bar{y}^T \bar{y}] - \frac{\partial}{\partial \bar{\theta}} [\bar{y}^T \tilde{X} \bar{\theta}] - \frac{\partial}{\partial \bar{\theta}} [\bar{\theta}^T \tilde{X}^T \bar{y}] + \frac{\partial}{\partial \bar{\theta}} [\bar{\theta}^T \tilde{X}^T \tilde{X} \bar{\theta}] = \bar{0} \quad \text{A.9}$$

É importante ressaltar que na equação A.9, cada um dos produtos matriciais dentro dos colchetes é um escalar. Desenvolvendo o primeiro termo de A.9 resulta que:

$$\frac{\partial}{\partial \bar{\theta}} [\bar{y}^T \bar{y}] = \bar{0} \quad \text{A.10}$$

uma vez que o vetor de amostras \bar{y} não depende do valor dos coeficientes $\bar{\theta}$.

Para desenvolver o segundo e terceiro termos de A.9 é necessário aplicar a seguinte propriedade:

$$\frac{\partial}{\partial \bar{\theta}} (\bar{a}^T \bar{\theta}) = \bar{a} \quad \text{A.11}$$

onde \bar{a} é um vetor de dimensão $M \times 1$.

Desta forma, desenvolvendo o segundo termo da equação A.9 resulta que:

$$\frac{\partial}{\partial \bar{\theta}} [\bar{y}^T \tilde{X} \bar{\theta}] = \frac{\partial}{\partial \bar{\theta}} [(\tilde{X}^T \bar{y})^T \bar{\theta}] = \tilde{X}^T \bar{y} \quad \text{A.12}$$

Desenvolvendo o terceiro termo da equação A.9 resulta que:

$$\frac{\partial}{\partial \bar{\theta}} [\bar{\theta}^T \tilde{X}^T \bar{y}] = \frac{\partial}{\partial \bar{\theta}} [((\bar{\theta}^T \tilde{X}^T \bar{y})^T)^T] = \frac{\partial}{\partial \bar{\theta}} [((\tilde{X}^T \bar{y})^T \bar{\theta})^T] = \tilde{X}^T \bar{y} \quad \text{A.13}$$

Para o desenvolvimento do quarto termo de A.9 é necessário aplicar a seguinte propriedade:

$$\frac{\partial}{\partial \bar{\theta}} (\bar{\theta}^T \cdot \tilde{A} \cdot \bar{\theta}) = (\tilde{A} + \tilde{A}^T) \cdot \bar{\theta} \quad \text{A.14}$$

onde \tilde{A} é uma matriz quadrada de dimensão M .

Deste modo, desenvolvendo o quarto termo de A.9 resulta que:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial \bar{\theta}} [\bar{\theta}^T \tilde{X}^T \tilde{X} \bar{\theta}] &= \frac{\partial}{\partial \bar{\theta}} [\bar{\theta}^T (\tilde{X}^T \tilde{X}) \bar{\theta}] = [(\tilde{X}^T \tilde{X}) + (\tilde{X}^T \tilde{X})^T] \cdot \bar{\theta} = \\ &= [(\tilde{X}^T \tilde{X}) + (\tilde{X}^T \tilde{X})] \cdot \bar{\theta} = 2\tilde{X}^T \tilde{X} \bar{\theta} \end{aligned} \quad \text{A.15}$$

Assim, substituindo as equações A.10, A.12, A.13 e A.15 em A.9 resulta que:

$$\frac{\partial E}{\partial \bar{\theta}} = \bar{0} - \tilde{X}^T \bar{y} - \tilde{X}^T \bar{y} + 2\tilde{X}^T \tilde{X} \bar{\theta} = \bar{0} \quad \text{A.16}$$

ou seja,

$$\tilde{X}^T \tilde{X} \bar{\theta} = \tilde{X}^T \bar{y} \Rightarrow \bar{\theta} = (\tilde{X}^T \tilde{X})^{-1} \tilde{X}^T \bar{y} = \tilde{P} \cdot \bar{y} \quad \text{A.17}$$

onde \tilde{P} é denominada a matriz da pseudo-inversa.

Desta forma, mostrou-se que o método dos Mínimos Quadrados corresponde ao método da pseudo-inversa.

Apêndice B

Estrutura da Linha de Transmissão

Características estruturais da torre de transmissão

Detalhes da estrutura da LT e da disposição dos condutores fase e dos parâ-raios são apresentados na Figura B.1. A distância entre as fases é de 7,2 metros e entre cabos parâ-raios de 9,0 metros (ROCHA, *et al.*, 2001).

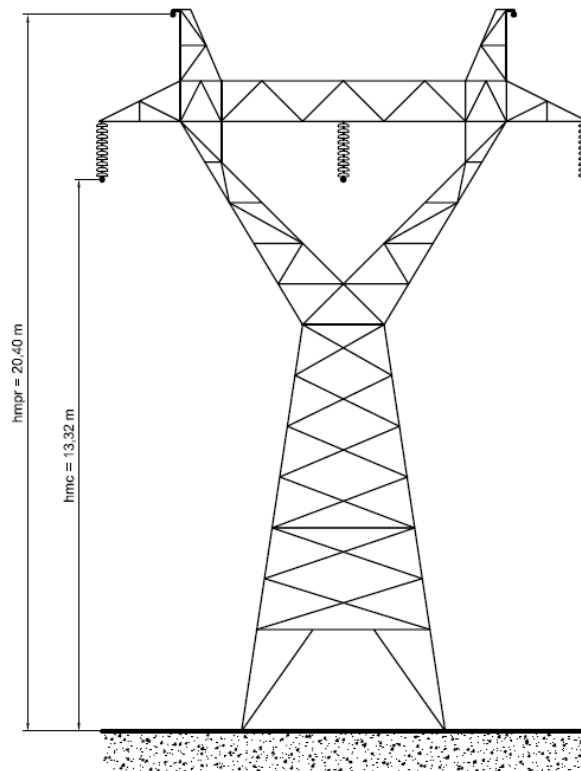


Figura B.1 – Perfil da estrutura típica da LT Guilman Amorim – Ipatinga 1.

A linha analisada apresenta as seguintes características principais (ROCHA, *et al.*, 2001):

- Nome: Guilman Amorim – Ipatinga 1
- Tensão Nominal: 230 kV
- Comprimento da LT: 51 km
- Espaçamento médio entre vãos: 550 metros
- Número de estruturas: 92
- Tensão crítica de descarga da LT: 1275 kV