

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA ELÉTRICA**

LEANDRO JACOB DANTAS MASCHER

**ANÁLISE DO DESEMPENHO DE ALGORITMOS DE
PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA FRENTE À FALTAS
MONOFÁSICAS – ABORDAGEM TENDO EM VISTA
UMA PROTEÇÃO ADAPTATIVA**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica como parte dos requisitos para a obtenção do Título de Mestre em Ciências em Engenharia Elétrica.

Área de Concentração: Sistemas Elétricos de Potência

Orientador: Prof. Dr. Paulo Márcio da Silveira

**Julho de 2010
Itajubá - MG**

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Mauá –
Bibliotecária Margareth Ribeiro- CRB_6/1700

M395a

Mascher, Leandro Jacob Dantas

Análise do desempenho de algoritmos de proteção de distância
frente às faltas monofásicas – abordagem tendo em vista uma pro_
teção adaptativa / Leandro Jacob Dantas Mascher. -- Itajubá, (MG)
: [s.n.], 2010.

165 p. : il.

Orientador: Prof. Dr. Paulo Márcio da Silveira.

Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Itajubá.

1. Proteção de distância. 2. Proteção adaptativa. 3. Algoritmos
de proteção. 4. Resistividade do solo. I. Silveira, Paulo Márcio,
orient. II. Universidade Federal de Itajubá. III. Título.



Ministério da Educação
UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
Criada pela Lei nº 10.435, de 24 de abril de 2002

A N E X O I I

FOLHA DE JULGAMENTO DA BANCA EXAMINADORA

Título da Dissertação: **“Análise do Desempenho de Algoritmos de Proteção de Distância Frente às Faltas Monofásicas – Abordagem Tendo em Vista uma Proteção Adaptativa”**

Autor: **Leandro Jacob Dantas Mascher**

JULGAMENTO

Examinadores	Conceito	Rubrica
	A = Aprovado - R = Reprovado - I = Insuficiente	
1º	A	
2º	A	
3º	A	

Observações:

- (1) O Trabalho será considerado Aprovado se todos os Examinadores atribuírem conceito A.
 - (2) O Trabalho será considerado Reprovado se forem atribuídos pelos menos 2 conceitos R.
 - (3) O Trabalho será considerado Insuficiente (I) se for atribuído pelo menos um conceito R. Neste caso o candidato deverá apresentar novo trabalho. A banca deve definir como avaliar a nova versão da Dissertação.
- Este documento terá a validade de 60 (sessenta) dias a contar da data da defesa da Dissertação.**

Resultado Final: Conceito: A , ou seja, Aprovado

Observações: _____

Itajubá, 01 de julho de 2010.

Prof. Dr. Ronaldo Ross
1º Examinador - UNESP

Prof. Dr. José Maria de Carvalho Filho
2º Examinador - UNIFEI

Prof. Dr. Paulo Márcio da Silveira
3º Examinador - UNIFEI - (Orientador)

Agradecimentos

- Agradeço a minha família, pelo apoio incondicional.
- Agradeço a Adriana pelo carinho e compreensão a mim oferecidos em todos os momentos;
- Agradeço aos amigos e colegas do GQEE – Grupo de Estudos da Qualidade da Energia Elétrica, pela amizade e estímulo e em especial ao Marcel pelo companheirismo ao longo de todo trabalho;
- Agradeço ao Prof. Paulo Márcio da Silveira, pela oportunidade concedida e toda a atenção a mim dedicada;
- Agradeço a todos os docentes do ISEE – Instituto de Sistemas Elétricos e Energia, pela amizade, colaboração e apoio, oferecidos durante todo o período de estudos;
- Agradeço aos (as) funcionários (as) da PRPPG – Pró Reitoria de Pesquisa e Pós-Graduação pela paciência e cuidados ao longo de todo o curso;
- Agradeço a CAPES e ao GQEE pelo apoio financeiro e suporte técnico;

Dedicatória

*Dedico este trabalho a meus pais,
Edgard e Dalva, por sempre sonharam
os meus sonhos.*

Resumo

Esta dissertação de mestrado tem como principais objetivos: (i) apresentar uma análise de desempenho de três algoritmos de proteção implementados em relés de distância, amplamente empregados no sistema elétrico brasileiro; (ii) apresentar o comportamento da proteção de distância frente a algumas condições operativas do sistema, sobretudo relacionadas à resistividade do solo e propor um método adaptativo, dedicado a mitigação de erros. Em ambos os casos as análises são realizadas somente para faltas fase-terra. No primeiro caso, o estudo é baseado em simulações de modelos criados na plataforma computacional *Alternative Transient Program* - ATP, fornecendo assim os sinais de tensão e de corrente que, por sua vez, são empregados nos testes dos algoritmos implementados no Matlab. Como resultado final tem-se o desempenho comparativo dos algoritmos, tendo como base as curvas de operação e as trajetórias das impedâncias calculadas as quais são visualizadas em diagramas R-X. No segundo caso, o estudo também é baseado em simulações de um modelo gerado no ATP. As formas de onda de tensão e de corrente são convertidas para o formato COMTRADE. Estes, por sua vez, são carregados em um sistema de testes OMICROM, para a aplicação dos sinais de corrente e tensão, em valores secundários, a um relé de proteção de linhas de transmissão, o SEL-421 da fabricado pela Schweitzer Engineering Laboratories. Os resultados destes testes são apresentados por meio de curvas que expressam a sensibilidade do relé às variações da resistividade do solo. Com a finalidade de mitigar os efeitos da variação da resistividade do solo no cálculo da impedância no instante de falta, um método adaptativo é proposto, o qual está baseado em medições fasoriais sincronizadas. Esta última etapa é comprovada por meio de um algoritmo implementado no programa Matlab, tendo como entrada os sinais obtidos nas simulações. Por fim, são apresentados os resultados e as conclusões dos dois estudos. São listadas as vantagens e desvantagens de cada algoritmo avaliado, através de critérios definidos a priori.

Palavras-chave: proteção de distância; proteção adaptativa; desempenho de algoritmos de proteção; resistividade do solo; mútua de sequência zero.

Abstract

This master dissertation has two main objectives: (i) assessment of the behavior of three protection algorithms implemented in distance relays, widely employed in the Brazilian electrical system, (ii) the performance assessment of distance protection, considering specific system operating conditions, especially related to ground resistivity. In both cases, tests are performed only for the phase-ground faults. In the first case, the study is based in simulations, which are carried out in Alternative Transient Program - ATP, providing the voltage and current signals used for the tests of the implemented algorithms in MATLAB. The final result is a comparative performance of the algorithms, taking into account the trajectories of the calculated impedances, visualized in R-X diagram. In the second case, the waveforms of voltage and current are also obtained from simulations in ATP. In sequence, the obtained signals are converted to COMTRADE format, which are applied in a protective relay of transmission lines, the SEL-421, manufactured by Schweitzer Engineering Laboratories Inc. A test box, CMC256 from OMICROM is used for this purpose. The results of these tests are presented through curves, which express how the relay accuracy is affected by variations of ground resistivity. In order to reduce the errors introduced during the impedance calculations, due to ground resistivity variations, an adaptive method is proposed and tested through simulations in Matlab. Finally, this dissertation presents the conclusions of both studies, including the advantages and disadvantages of each algorithm according to some criteria defined a priori.

Keywords: distance protection; adaptive protection; protection algorithm performance; earth resistivity; mutual couple.

Lista de Figuras

FIGURA 1 – DESEMPENHO NO CÁLCULO DA REATÂNCIA APARENTE CALCULADA PELO RELÉ, $SIR = 0$	8
FIGURA 2 – DESEMPENHO NO CÁLCULO DA REATÂNCIA APARENTE CALCULADA PELO RELÉ, $SIR = 1,2$	9
FIGURA 3 – ALCANCE AJUSTADO VERSUS ALCANCE REAL (ADAPTADO DE AGRASAR ET AL (1998))	10
FIGURA 4 – IMPEDÂNCIA CALCULADA PELO RELÉ COM PONTO DE FALTA FIXO E VARIAÇÃO DE RESISTÊNCIA DE FALTA (ADAPTADO DE JUNG (2000))	11
FIGURA 5 – IMPEDÂNCIA CALCULADA PELO RELÉ COM RESISTÊNCIA DE FALTA FIXA E VARIAÇÃO NA DISTÂNCIA DE FALTA (ADAPTADO DE JUNG (2000))	12
FIGURA 6 – FORMA QUADRILATERAL (ADAPTADO DE JUNG (2000)).....	12
FIGURA 7 – FORMA CARACTERÍSTICA IDEAL NO PLANO R-X.....	14
FIGURA 8 – ESQUEMA DE LINHAS EM PARALELO COM REPRESENTAÇÃO DE MÚTUA DE SEQUÊNCIA ZERO	16
FIGURA 9 – DIAGRAMA R-X	24
FIGURA 10 – FORMA CARACTERÍSTICA DO RELÉ DE IMPEDÂNCIA	25
FIGURA 11 – FORMA CARACTERÍSTICA DO RELÉ ADMITÂNCIA MHO	27
FIGURA 12 – FORMA CARACTERÍSTICA DO RELÉ TIPO REATÂNCIA.....	27
FIGURA 13 – FORMA CARACTERÍSTICA QUADRILATERAL	28
FIGURA 14 – CIRCUITO EQUIVALENTE PARA FALTA TRIFÁSICA	29
FIGURA 15 – CIRCUITO EQUIVALENTE PARA UMA FALTA FASE-FASE	31
FIGURA 16 – CIRCUITO EQUIVALENTE PARA UMA FALTA FASE-FASE	35
FIGURA 17 – CIRCUITO EQUIVALENTE PARA UMA FALTA FASE-FASE-TERRA.....	39
FIGURA 18 – CIRCUITO EQUIVALENTE PARA UMA FALTA F-T EM CIRCUITOS DUPLOS COM INDUTÂNCIA MÚTUA DE SEQUÊNCIA ZERO	44
FIGURA 19 – COMPORTAMENTO DA COMPONENTE RESISTIVA (A) FLUXO IMPORTADO (B) FLUXO EXPORTADO	51
FIGURA 20 – SATURAÇÃO DEVIDO À CORRENTE AC ACIMA DE 20 VEZES A CORRENTE NOMINAL.....	52
FIGURA 21 – CORRENTE SECUNDÁRIA DEVIDO À SATURAÇÃO POR COMPONENTE DC APERIÓDICA	53
FIGURA 22 – GEOMETRIA CONSIDERADA	54
FIGURA 23 – DIAGRAMA DE FUNCIONAMENTO PARA UM RELÉ NUMÉRICO	59
FIGURA 24 – JANELA DE AMOSTRAGEM	62
FIGURA 25 – RESPOSTA EM FREQUÊNCIA DO ALGORITMO TIPO FOURIER DE CICLO COMPLETO	63
FIGURA 26 - OSCILAÇÃO OBSERVADA NA ESTIMAÇÃO DOS FASORES.....	64
FIGURA 27 – RESPOSTA EM FREQUÊNCIA DO ALGORITMO TIPO FOURIER DE MEIO CICLO.....	65
FIGURA 28 – FORMA CARACTERÍSTICA QUADRILATERAL EXPANDIDA	71
FIGURA 29 – MODELO IMPLEMENTADO NA PLATAFORMA ATP COM DETALHE PARA A LINHA EM ESTUDO	73
FIGURA 30 – LINHAS PARALELAS PROTEGIDAS	73
FIGURA 31 – CURVAS DE ATUAÇÃO DO ALGORITMO A - LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA	77

FIGURA 32 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO A – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – $L = 0,8 \text{ pu}$ – $R_f = 0 \Omega$	78
FIGURA 33 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO A – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – $L = 0,8 \text{ pu}$ – $R_f = 5 \Omega$	78
FIGURA 34 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO A – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – $L = 0,8 \text{ pu}$ – $R_f = 10 \Omega$	79
FIGURA 35 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO A – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – $L = 0,8 \text{ pu}$ – $R_f = 20 \Omega$	79
FIGURA 36 – CURVAS DE ATUAÇÃO DO ALGORITMO A - LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ARARAQUARA.....	80
FIGURA 37 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO A – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ARARAQUARA – $L = 0,8 \text{ pu}$ – $R_f = 0 \Omega$	81
FIGURA 38 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO A – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ARARAQUARA – $L = 0,8 \text{ pu}$ – $R_f = 5 \Omega$	82
FIGURA 39 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO A – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ARARAQUARA – $L = 0,8 \text{ pu}$ – $R_f = 10 \Omega$	82
FIGURA 40 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO A – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ARARAQUARA – $L = 0,8 \text{ pu}$ – $R_f = 20 \Omega$	83
FIGURA 41 – CURVAS DE ATUAÇÃO DO ALGORITMO A - LINHA SÃ – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA	84
FIGURA 42 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO A – LINHA SÃ – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – $L = 1 \text{ pu}$ – $R_f = 00 \Omega$	85
FIGURA 43 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO A – LINHA SÃ – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – $L = 1 \text{ pu}$ – $R_f = 05 \Omega$	85
FIGURA 44 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO A – LINHA SÃ – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – $L = 1 \text{ pu}$ – $R_f = 10 \Omega$	86
FIGURA 45 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO A – LINHA SÃ – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – $L = 1 \text{ pu}$ – $R_f = 20 \Omega$	86
FIGURA 46 – CURVAS DE ATUAÇÃO DO ALGORITMO A - LINHA SÃ – TERMINAL DE ARARAQUARA.....	87
FIGURA 47 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO A – LINHA SÃ – TERMINAL DE ARARAQUARA – $L = 0,1 \text{ pu}$, (A) $R_f = 00 \Omega$, (B) $R_f = 5 \Omega$, (C) $R_f = 10 \Omega$, (D) $R_f = 20 \Omega$	88
FIGURA 48 – CURVAS DE ATUAÇÃO DO ALGORITMO B - LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA	89
FIGURA 49 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO B – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – $L = 0,8 \text{ pu}$ – $R_f = 0 \Omega$	90
FIGURA 50 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO B – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – $L = 0,8 \text{ pu}$ – $R_f = 5 \Omega$	90
FIGURA 51 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO B – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – $L = 0,8 \text{ pu}$ – $R_f = 10 \Omega$	91
FIGURA 52 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO B – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – $L = 0,8 \text{ pu}$ – $R_f = 20 \Omega$	91

FIGURA 53 – CURVAS DE ATUAÇÃO DO ALGORITMO B - LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ARARAQUARA	92
FIGURA 54 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO B – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ARARAQUARA – $L = 0,8$ PU – $R_f = 0 \Omega$	93
FIGURA 55 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO B – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ARARAQUARA – $L = 0,8$ PU – $R_f = 5 \Omega$	93
FIGURA 56 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO B – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ARARAQUARA – $L = 0,8$ PU – $R_f = 10 \Omega$	94
FIGURA 57 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO B – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ARARAQUARA – $L = 0,8$ PU – $R_f = 20 \Omega$	94
FIGURA 58 – CURVAS DE ATUAÇÃO DO ALGORITMO B - LINHA SÃ – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA	95
FIGURA 59 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO B – LINHA SÃ – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – $L = 1$ PU, (A) $R_f = 0 \Omega$, (B) $R_f = 5 \Omega$	96
FIGURA 60 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO B – LINHA SÃ – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – $L = 1$ PU, (A) $R_f = 10 \Omega$ (B) $R_f = 20 \Omega$	96
FIGURA 61 – CURVAS DE ATUAÇÃO DO ALGORITMO B - LINHA SÃ – TERMINAL DE ARARAQUARA (A) ALGORITMO ORIGINAL, (B) ALGORITMO MODIFICADO.....	97
FIGURA 62 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO B – LINHA SÃ – TERMINAL DE ARARAQUARA – $L = 0,1$ PU, (A) $R_f = 00 \Omega$, (B) $R_f = 5 \Omega$	98
FIGURA 63 – CURVAS DE ATUAÇÃO DO ALGORITMO C - LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA	99
FIGURA 64 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO C – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – $L = 0,8$ PU – $R_f = 0 \Omega$	100
FIGURA 65 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO C – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – $L = 0,8$ PU – $R_f = 5 \Omega$	101
FIGURA 66 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO C – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – $L = 0,8$ PU – $R_f = 10 \Omega$	101
FIGURA 67 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO C – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – $L = 0,8$ PU – $R_f = 20 \Omega$	102
FIGURA 68 – CURVAS DE ATUAÇÃO DO ALGORITMO C - LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ARARAQUARA	102
FIGURA 69 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO C – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ARARAQUARA – $L = 0,8$ PU – $R_f = 0 \Omega$	103
FIGURA 70 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO C – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ARARAQUARA – $L = 0,8$ PU – $R_f = 5 \Omega$	104
FIGURA 71 – TRAJETÓRIA DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS PARA OS LOOPS F-T DA LINHA DEFEITUOSA – ARARAQUARA – ALGORITMO C, - FALTA F-T, $L = 0,8$ PU, $R_f = 10 \Omega$	104
FIGURA 72 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO C – LINHA DEFEITUOSA – TERMINAL DE ARARAQUARA – $L = 0,8$ PU – $R_f = 20 \Omega$	105
FIGURA 73 – CURVAS DE ATUAÇÃO DO ALGORITMO C - LINHA SÃ – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA	106

FIGURA 74 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO C – LINHA SÃ – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – L = 1 PU, (A) $R_f = 0 \Omega$, (B) $R_f = 5 \Omega$	107
FIGURA 75 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO C – LINHA SÃ – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – L = 1 PU, (A) $R_f = 10 \Omega$ (B) $R_f = 20 \Omega$	107
FIGURA 76 – CURVAS DE ATUAÇÃO DO ALGORITMO C – LINHA SÃ – TERMINAL DE ARARAQUARA	108
FIGURA 77 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T – ALGORITMO C – LINHA SÃ – TERMINAL DE ARARAQUARA – L = 0,1 PU, (A) $R_f = 10 \Omega$ (B) $R_f = 20 \Omega$, (c) $R_f = 10 \Omega$ (d) $R_f = 15 \Omega$	109
FIGURA 78 – SISTEMA MODELADO	114
FIGURA 79 – FORMAS DE ONDA DAS CORRENTES, PARA FALTA F-T, $R_f=0$, E $P_1=600 \Omega$, $P_2=800 \Omega$ E $P_2=1150 \Omega$, FLUXO DE POTÊNCIA EXPORTADO	116
FIGURA 80 – TRAJETÓRIAS DAS IMPEDÂNCIAS CALCULADAS NOS LOOPS F-T, $R_f=0$, E $P_1=600 \Omega$, $P_2=800 \Omega$ E 1150Ω , FLUXO DE POTÊNCIA EXPORTADO	117
FIGURA 81 – RELÉ SEL-451 PARA PROTEÇÃO DE LINHAS DE TRANSMISSÃO	117
FIGURA 82 – FORMA QUADRILATERAL CARACTERÍSTICA APLICADA A SIMULAÇÃO	118
FIGURA 83 – CAIXA DE TESTES DO RELÉS CMC-256 DA OMICROM	118
FIGURA 84 – PERCENTUAL DE ERRO PARA FLUXO DE POTÊNCIA EXPORTADO.	119
FIGURA 85 – FORMAS DE ONDA DAS CORRENTES, PARA FALTA F-T, $R_f=0$, E $P_1=600 \Omega$, $P_2=800 \Omega$ E $P_2=1150 \Omega$, FLUXO DE POTÊNCIA IMPORTADO	120
FIGURA 86 – TRAJETÓRIA DA IMPEDÂNCIA CALCULADA NO LOOP F-T,, $R_f=0 \Omega$, E $P_1=600 \Omega$ E $P_2=800 \Omega$ E 1150Ω FLUXO DE POTÊNCIA IMPORTADO	121
FIGURA 87 – PERCENTUAL DE ERRO PARA FLUXO DE POTÊNCIA IMPORTADO	122
FIGURA 88 – VARIAÇÃO DA IMPEDÂNCIA DE SEQUÊNCIA POSITIVA FRENTE A VARIAÇÕES DA RESISTIVIDADE DO SOLO	122
FIGURA 89 – VARIAÇÃO DA IMPEDÂNCIA DE SEQUÊNCIA ZERO FRENTE A VARIAÇÕES DA RESISTIVIDADE DO SOLO	123
FIGURA 90 – MÉTODO PROPOSTO PARA O AJUSTE ADAPTATIVO DO RELÉ DE DISTÂNCIA	127
FIGURA 91 – CARACTERÍSTICA QUADRILATERAL PARA FALTAS FASE-TERRA	128
FIGURA 92 – TENSÕES DA BARRA DE ILHA SOLTEIRA E CORRENTES DA LINHA DEFEITUOSA DO TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – ILHA SOLTEIRA - FALTA F-T, L = 0,8PU, $R_f = 00 \Omega$	139
FIGURA 93 – TENSÕES DA BARRA DE ILHA SOLTEIRA E CORRENTES DA LINHA DEFEITUOSA DO TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – ILHA SOLTEIRA - FALTA F-T, L = 0,8PU, $R_f = 05 \Omega$	139
FIGURA 94 – TENSÕES DA BARRA DE ILHA SOLTEIRA E CORRENTES DA LINHA DEFEITUOSA DO TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – ILHA SOLTEIRA - FALTA F-T, L = 0,8PU, $R_f = 10 \Omega$	140
FIGURA 95 – TENSÕES DA BARRA DE ILHA SOLTEIRA E CORRENTES DA LINHA DEFEITUOSA DO TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA – ILHA SOLTEIRA - FALTA F-T, L = 0,8PU, $R_f = 20 \Omega$	140
FIGURA 96 – TENSÕES DA BARRA DE ARARAQUARA E CORRENTES DA LINHA DEFEITUOSA DO TERMINAL DE ARARAQUARA, FALTA F-T, L = 0,8PU, $R_f = 00 \Omega$	141
FIGURA 97 – TENSÕES DA BARRA DE ARARAQUARA E CORRENTES DA LINHA DEFEITUOSA DO TERMINAL DE ARARAQUARA, FALTA F-T, L = 0,8PU, $R_f = 05 \Omega$	141

FIGURA 98 – TENSÕES DA BARRA DE ARARAQUARA E CORRENTES DA LINHA DEFEITUOSA DO TERMINAL DE ARARAQUARA, FALTA F-T, $L = 0,8\text{PU}$, $R_F = 10\Omega$	142
FIGURA 99 – TENSÕES DA BARRA DE ARARAQUARA E CORRENTES DA LINHA DEFEITUOSA DO TERMINAL DE ARARAQUARA, FALTA F-T, $L = 0,8\text{PU}$, $R_F = 20\Omega$	142
FIGURA 100 – TENSÕES DA BARRA DE ILHA SOLTEIRA E CORRENTES DA LINHA SÃ DO TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA, FALTA F-T, $L = 1\text{PU}$, $R_F = 00\Omega$	143
FIGURA 101 – TENSÕES DA BARRA DE ILHA SOLTEIRA E CORRENTES DA LINHA SÃ DO TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA, FALTA F-T, $L = 1\text{PU}$, $R_F = 05\Omega$	143
FIGURA 102 – TENSÕES DA BARRA DE ILHA SOLTEIRA E CORRENTES DA LINHA SÃ DO TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA, FALTA F-T, $L = 1\text{PU}$, $R_F = 10\Omega$	144
FIGURA 103 – TENSÕES DA BARRA DE ILHA SOLTEIRA E CORRENTES DA LINHA SÃ DO TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA, FALTA F-T, $L = 1\text{PU}$, $R_F = 20\Omega$	144
FIGURA 104 – TENSÕES DA BARRA DE ILHA SOLTEIRA E CORRENTES DA LINHA SÃ DO TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA, FALTA F-T, $L = 0,1\text{PU}$, $R_F = 00\Omega$	145
FIGURA 105 – TENSÕES DA BARRA DE ILHA SOLTEIRA E CORRENTES DA LINHA SÃ DO TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA, FALTA F-T, $L = 0,1\text{PU}$, $R_F = 05\Omega$	145
FIGURA 106 – TENSÕES DA BARRA DE ILHA SOLTEIRA E CORRENTES DA LINHA SÃ DO TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA, FALTA F-T, $L = 0,1\text{PU}$, $R_F = 10\Omega$	146
FIGURA 107 – TENSÕES DA BARRA DE ILHA SOLTEIRA E CORRENTES DA LINHA SÃ DO TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA, FALTA F-T, $L = 0,1\text{PU}$, $R_F = 20\Omega$	146
FIGURA 108 – TENSÕES DA BARRA DE ARARAQUARA E CORRENTES DA LINHA SÃ DO TERMINAL DE ARARAQUARA, FALTA F-T, $L = 0,1\text{PU}$, $R_F = 00\Omega$	147
FIGURA 109 – TENSÕES DA BARRA DE ARARAQUARA E CORRENTES DA LINHA SÃ DO TERMINAL DE ARARAQUARA, FALTA F-T, $L = 0,1\text{PU}$, $R_F = 05\Omega$	147
FIGURA 110 – TENSÕES DA BARRA DE ARARAQUARA E CORRENTES DA LINHA SÃ DO TERMINAL DE ARARAQUARA, FALTA F-T, $L = 0,1\text{PU}$, $R_F = 10\Omega$	148
FIGURA 111 – TENSÕES DA BARRA DE ARARAQUARA E CORRENTES DA LINHA SÃ DO TERMINAL DE ARARAQUARA, FALTA F-T, $L = 0,1\text{PU}$, $R_F = 20\Omega$	148

Lista de Tabelas

TABELA 1 – PARÂMETROS DAS LINHAS DE TRANSMISSÃO EM ESTUDO.	74
TABELA 2 – TENSÕES NAS BARRAS	74
TABELA 3 – CONDIÇÃO DE FLUXO PRÉ-FALTA	74
TABELA 4 – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA - LINHA DEFEITUOSA	110
TABELA 5 – TERMINAL DE ARARAQUARA - LINHA DEFEITUOSA	111
TABELA 6 – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA - LINHA SÃ	111
TABELA 7 – TERMINAL DE ILHA SOLTEIRA - LINHA SÃ	111
TABELA 8 – DADOS DOS CABOS	114
TABELA 9 – DADOS DA TORRE	114
TABELA 10 – FLUXO PRÉ-FALTA.....	115
TABELA 11 – AVALIAÇÃO DO DESEMPENHO DO SISTEMA ADAPTATIVO – FLUXO EXPORTADO	129
TABELA 12 – AVALIAÇÃO DO DESEMPENHO DO SISTEMA ADAPTATIVO – FLUXO IMPORTADO	129

Lista de Abreviaturas e Símbolos

A/D	Analógico / Digital
ATP	<i>Alternative Transient Program</i>
C_i	Capacitância em termos da seqüência i
CESP	Companhia Energética de São Paulo
CTEEP	Companhia de Transmissão de Energia Elétrica Paulista
d_{ik}	Distância entre os condutores i e k
D_1	Constante adimensional de seqüência positiva
D_2	Constante adimensional de seqüência negativa
D_0	Constante adimensional de seqüência zero
D_{ik}	Distância entre o condutor i a imagem do condutor k
EPROM	<i>Erasable Programmable Read Only Memory</i>
IED	<i>Intelligent Electronic Device</i>
F-F	Defeito caracterizado pela falha de uma fase a outra fase
F-F-F	Defeito caracterizado pela falha trifásica
F-T	Defeito caracterizado pela falha de uma fase a terra
h_i	Altura média entre o condutor e a terra
i	Índice de seqüência de fase
I_{Si}, I_{Ri}	Correntes medidas nos terminais da linha
k	Índice da amostra atual
K_1, K_2	Constantes adimensionais
K_{0T}	Fator de compensação presente na tensão
K_{0c}	Fator de compensação inserido na corrente

l	Comprimento total da linha
L_i	Indutância em termos da seqüência i
LQMP	Laboratório de Qualidade, Medição e Proteção
LT	Linha de transmissão
M	Indutância mútua
MTA	Múltiplo do valor de pick-up
N	Número de amostras por janela de amostragem
PLC	<i>Power Line Carrier</i>
PMU	<i>Phasor Measurement Unit</i>
r_i	Raio do condutor i
RAM	<i>Random Access Memory</i>
ROM	<i>Read Only Memory</i>
RTC	Relação de transformação de TC
RTP	Relação de transformação de TP
R_1, R_0	Ajuste do alcance resistivo da zona de atuação
R_i	Resistência em termos da seqüência i
$R'_{i-\text{interno}}$	Resistência do condutor
R_N	Fator de compensação para o alcance resistivo
R-X	Diagrama de impedâncias
SIR	<i>Source Impedance Ratio</i>
T	Torque máximo
TC	Transformador de corrente
TDF	Transformada discreta de Fourier
TDS	<i>Time dial</i> para seleção da curva de tempo inverso
TPC	Transformador de potencial capacitivo
TP	Transformador de potencial

TPI	Transformador de potencial indutivo
V_{Si}, V_{Ri}	Tensões medidas nos terminais da linha
V_1	Tensão de seqüência positiva
V_2	Tensão de seqüência negativa
V_0	Tensão de seqüência zero
X_N	Fator de compensação para o alcance reativo
$X'_{i-\text{interno}}$	Reatância do condutor i
γ_i	Constante de propagação
X_1, X_0	Ajustes do alcance reativo da zona de atuação
Y_C, Y_S	Coefficientes de Fourier
Z_{Ci}	Impedância característica
θ	Diferença angular entre duas amostras
ϕ_{12}	Fluxo concatenado
ω	Frequência angular
$\Delta R', \Delta X'$	Fatores de correção de Carson's para retorno por terra
ρ	Resistividade do solo

Sumário

AGRADECIMENTOS.....	iv
DEDICATÓRIA.....	v
RESUMO	vi
ABSTRACT	vii
LISTA DE FIGURAS.....	viii
LISTA DE TABELAS.....	xiii
LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS	xiv
SUMÁRIO	xvii
CAPÍTULO 1.....	1
INTRODUÇÃO	1
1.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS	1
1.2 ABORDAGEM E OBJETIVOS.....	1
1.3 O ENFOQUE E A RELEVÂNCIA DO TEMA	2
1.4 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO	4
CAPÍTULO 2.....	6
REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	6
2.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS	6
2.2 PROTEÇÃO ADAPTATIVA E PMU - FILOSOFIA E CONCEITO	6
2.3 ANÁLISE DE ERROS INSERIDOS E FATOR DE COMPENSAÇÃO.....	8
2.4 COMPENSAÇÃO DA FORMA CARACTERÍSTICA.....	11
2.5 INDUTÂNCIA MÚTUA	14
2.6 INTELIGÊNCIA ARTIFICIAL.....	17
2.7 TRANSFORMADA WAVELET - SOLUÇÕES AVANÇADAS	19

2.8 OUTRAS SOLUÇÕES.....	21
2.9 CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	21
CAPÍTULO 3.....	23
PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA - EQUACIONAMENTO	23
3.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS.....	23
3.2 RELÉS DE DISTÂNCIA	23
3.2.1 Diagramas R-X	24
3.2.2 Relé tipo impedância	25
3.2.3 Relés tipo admitância (MHO)	26
3.2.4 Relé tipo reatância	27
3.2.5 Relé tipo característica quadrilateral	28
3.3 CÁLCULO DA IMPEDÂNCIA EM LINHAS DE CIRCUITO SIMPLES	28
3.3.1 Faltas F-F-F	29
3.3.2 Faltas F-F	30
3.3.3 Faltas F-T	35
3.3.4 Faltas F-F-T	38
3.4 CÁLCULO DA IMPEDÂNCIA EM LINHAS DE CIRCUITOS DUPLOS.....	42
3.4.1 Faltas F-T em circuito paralelo acoplado	43
3.5 FATORES QUE AFETAM A PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA.....	49
3.5.1 Resistência de falta	49
3.5.2 Fonte fraca - <i>SIR Source Impedance Ratio</i>	50
3.5.3 Fluxo de carga	50
3.5.4 Mútua de Seqüência Zero	51
3.5.5 Saturação de TC	52
3.5.6 Resistividade do solo.....	53
3.6 CONSIDERAÇÕES FINAIS	56
CAPÍTULO 4.....	57
FUNDAMENTOS DA PROTEÇÃO NUMÉRICA APLICADA A LINHAS DE TRANSMISSÃO	57
4.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS.....	57
4.2 RELÉS NÚMÉRICOS	57

4.2.1 Hardware	59
4.2.2 Filtragem e Estimação de Fasores.....	61
4.3 CONSIDERAÇÕES FINAIS	66
CAPÍTULO 5.....	67
ANÁLISE DE DESEMPENHO DOS ALGORITMOS DE PROTEÇÃO EM ESTUDO.....	67
5.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS	67
5.2 ALGORITMOS IMPLEMENTADOS	68
5.3 DESEMPENHO DE ALGORITMOS DE PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA EM CIRCUITOS DUPLOS.....	71
5.4 ROTINAS COMPUTACIONAIS DA PROTEÇÃO	74
5.5 DESEMPENHO DE ALGORITMOS DE PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA EM CIRCUITOS DUPLOS.....	75
5.6 COMPARAÇÕES FINAIS ENTRE OS ALGORITMOS ESTUDADOS.....	109
5.7 CONSIDERAÇÕES FINAIS	111
CAPÍTULO 6.....	112
ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DO SOLO EM RELÉS DE DISTÂNCIA	112
6.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS.....	112
6.2 ETAPAS DA ANÁLISE REALIZADA	113
6.3 SISTEMA ELÉTRICO MODELADO E SIMULADO	114
6.4 SIMULAÇÕES REALIZADAS	115
6.5 TESTES EM LABORATÓRIO	117
6.6 MÉTODO ADAPTATIVO PARA COMPENSAÇÃO DAS IMPEDÂNCIAS DA LINHA DE TRANSMISSÃO	124
6.7 CONSIDERAÇÕES FINAIS	129
CAPÍTULO 7.....	131
CONCLUSÃO	131
7.1 CONCLUSÕES GERAIS.....	131
7.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	134

CAPÍTULO 8.....	135
BIBLIOGRAFIA	135
APÊNDICE A – SINAIS APLICADOS.....	139
A.1 SINAIS APLICADOS AOS ESTUDOS	139
A.1.1 Linha Defeituosa	139
A.1.2 Linha Sã.....	143
APÊNDICE B - PUBLICAÇÕES	149
B.1 IXSTPC – SEMINÁRIO TÉCNICO DE PROTEÇÃO E CONTROLE.....	149
B.2 SBSE – SIMPÓSIO BRASILEIRO DE SISTEMAS ELÉTRICOS	160

Capítulo 1

INTRODUÇÃO

1.1 Considerações iniciais

Neste capítulo são apresentados os objetivos principais da dissertação de mestrado e a relevância do tema, assim como a estrutura do trabalho.

1.2 Abordagem e Objetivos

Dentro dos limites de uma dissertação de mestrado, o presente trabalho traz duas principais contribuições para a área de proteção, a saber:

i) Uma análise do desempenho de três diferentes algoritmos de proteção de distância para curto-circuito tipo fase-terra em diferentes posições de uma linha de transmissão de circuito duplo e para diferentes valores de resistência de falta. O principal objetivo é a verificação do comportamento da impedância calculada durante a ocorrência de faltas ao longo da linha para cada um dos algoritmos. Os resultados apresentados, para os piores casos, como trajetórias das impedâncias em diagramas R-X, poderão servir de base para o desenvolvimento de outras pesquisas na busca de métodos adaptativos que tornem o relé mais seguro e mais confiável.

ii) Uma análise do desempenho do relé SEL-421 durante faltas do tipo fase-terra próximas ao terminal remoto da linha de transmissão, para diferentes resistências de falta e em diferentes condições de resistividade do solo. Esta pesquisa foi motivada tendo em vista que a resistividade do solo varia ao longo do ano em regiões que apresentam estações secas e chuvosas bem definidas, podendo assim modificar as condições gerais dos parâmetros da linha, pondo em risco a confiabilidade da proteção, a qual é normalmente ajustada em função de dados de projeto e das condições nominais de operação. Esta tarefa foi completada por testes em laboratório utilizando um relé numérico de proteção de distância (SEL-421) pertencente ao LQMP - Laboratório de Qualidade, Medição e Proteção do GQEE - Grupo de Qualidade em Energia Elétrica. A parte prática possibilitou o levantamento de curvas de sensibilidade quanto à resistividade do solo, as quais expressam o comportamento do relé frente às ocorrências simuladas. O levantamento destas curvas foi possível através da aplicação direta dos sinais de tensão e de corrente, em valores secundários, obtidas nas simulações (ATP), no relé numérico considerado. Uma moderna caixa de testes de relés, a qual reproduz arquivos numéricos em valores analógicos, foi usada nesta etapa. Finalmente, para complementar o estudo realizado, faz-se uma proposta de um método adaptativo tendo como base medições fasoriais sincronizadas via PMU - *Phasor Measurement Unit*, conforme será demonstrado.

Após introdução teórica, nos primeiros capítulos desta dissertação, toda a análise anteriormente mencionada está apresentada ao longo dos capítulos 5 e 6, sendo que a cada caso faz-se uma ponderação dos resultados obtidos e quais fenômenos estão associados a eles.

Todas as simulações dos sistemas elétricos em estudo foram desenvolvidas na plataforma ATP - *Alternative Transient Program*, o qual apresenta uma modelagem robusta e confiável. O processamento dos sinais e a implementação dos algoritmos foram realizados na plataforma Matlab.

Por fim, cabe mencionar que os dois estudos apresentados são pouco abordados na literatura, fazendo com que este trabalho traga suas contribuições para a área.

1.3 O Enfoque e a Relevância do Tema

O sistema elétrico é constituído principalmente por equipamentos de grande porte como geradores, transformadores e linhas de transmissão, os quais são responsáveis pelo

deslocamento de enormes quantidades de energia entre os produtores e centros consumidores afastados, algumas vezes, por longas distâncias.

Os dispositivos que garantem a integridade funcional destes equipamentos não podem ser considerados menos importantes. Estes desempenham um papel fundamental, pois identificam e isolam componentes com defeitos como curtos-circuitos ou aberturas de fase. Além disso, devem estar preparados para outras situações anormais como sobre-carga, sobre-tensões, oscilações de potência, dentre outras.

Empregados em sistemas de potência, os relés eletromecânicos de distância tipo impedância ou MHO surgiram durante os anos 1920 e 1930. Estes com seus precisos mecanismos asseguravam silenciosamente a segurança operativa do sistema.

Com o surgimento da eletrônica analógica os discos de indução eletromagnética foram dando lugar aos transistores e amplificadores operacionais, levando ao desenvolvimento dos relés estáticos. Estes realizavam as antigas funções de proteção ocupando menores espaços, se comparados a família anterior e possibilitavam maior número de controles e ajustes.

A miniaturização da eletrônica possibilitou a construção dos circuitos integrados, mais robustos em termos de interferência eletromagnética. Os controles realizados pela eletrônica analógica passaram a trabalhar de forma digital e as lógicas inseridas em diagramas de blocos flexibilizaram enormemente todas as funções. Nasceram então os relés digitais.

Em meados da década de 80 surgiu o relé numérico (hoje, incluídos dentro de uma classe de instrumentação denominada de IED – *Intelligent Electronic Device*). Estes possuem uma complexa eletrônica em circuitos integrados de alta densidade e sua estrutura assemelha-se a de computadores, com unidades de processamento e memórias. Tal tecnologia é a que atualmente é aplicada aos sistemas de proteção. Com os relés numéricos tornou-se possível a idéia de adaptabilidade dinâmica de seus ajustes, denominando-se este ramo de desenvolvimento de "proteção adaptativa".

A proteção adaptativa vem sendo enfocada e estudada há vários anos, desde a época dos relés eletromecânicos, uma vez que um sistema de proteção com ajustes fixos, não é capaz de cobrir todas as possíveis ocorrências em um sistema elétrico interligado, devido ao comprometimento entre segurança e a confiança, o que no inglês é denominado de *security versus dependability*, ambos levam ao conceito de confiabilidade de sistemas de proteção.

Apenas após o surgimento das proteções numéricas tornou-se viável a implementação de sistemas adaptáveis ao comportamento dinâmico do sistema elétrico. Tal possibilidade se faz através do acesso remoto e da variação automática de ajustes do relé que protege equipamentos de grande complexidade e com comportamentos dinâmicos, como é o caso das linhas de transmissão. Faz-se mister mencionar que a comunidade dos profissionais de aplicação da proteção ainda não está totalmente a vontade com tal filosofia, portanto, estudos e implementações comerciais, no campo da proteção adaptativa, ainda são considerados modestos.

Assim sendo, a proteção de distância de linhas de transmissão é o foco deste trabalho, suas características e possíveis erros inseridos na tomada de decisão dos mesmos são discutidos com base na realização de simulações computacionais e ensaios laboratoriais, tendo em vista futuras implementações dos conceitos da adaptabilidade para tais casos.

1.4 Estrutura da Dissertação

O trabalho apresenta uma estrutura dividida em oito capítulos e dois apêndices, a saber:

- Capítulo 1, Introdução: são apresentados os objetivos do trabalho, a relevância do tema tratado, bem como a estrutura do texto.
- Capítulo 2, Revisão Bibliográfica: apresenta uma revisão dos artigos que traduzem o estado da arte em proteção de linhas de transmissão, com foco na proteção de distância e na proteção adaptativa.
- Capítulo 3, Proteção de Distância - Equacionamento: apresenta os dispositivos de proteção, baseados nas relações das tensões e correntes medidas, suas particularidades, bem como uma análise de como estas grandezas se comportam na ocorrência de faltas.
- Capítulo 4, Fundamentos da Proteção Numérica Aplicada a Linhas de Transmissão: apresenta a estrutura básica de um relé numérico, bem como o fluxo de processamento das medições digitais, extraídas dos sinais analógicos de tensão e de corrente.
- Capítulo 5, Análise de Desempenho dos Algoritmos de Proteção em Estudo: apresenta os dados obtidos, realizados através de simulações, dos comportamentos de diferentes algoritmos frente à variação de fatores intrínsecos ao sistema ou ao defeito, bem como as trajetórias das impedâncias calculadas durante defeitos que envolvem retorno por terra.

- Capítulo 6, Análise da Influência do Solo em Relés de Distância: apresenta uma análise do comportamento do dispositivo frente a variações da resistividade do solo na ocorrência de faltas que envolvem retorno por terra nos terminais da linha. Mostra-se neste capítulo a possibilidade de ajustes adaptativos para que o relé se torne apto a operar de modo mais confiável diante das alterações dinâmicas do sistema. Comparações são realizadas.

- Capítulo 7, Conclusão: apresenta as conclusões gerais frente às análises do comportamento dos algoritmos implementados. As vantagens e desvantagens de cada um são discutidas e idéias futuras são lançadas.

- Capítulo 8, Referências Bibliográficas: apresenta os artigos, dissertações e livros que compõem a base da presente dissertação.

Complementarmente, são apresentados dois apêndices, a saber:

- Apêndice A, Sinais Aplicados: apresenta as formas de onda aplicadas aos algoritmos em estudo.

- Apêndice B, Publicações: apresenta os trabalhos publicados, frutos deste estudo.

Capítulo 2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Considerações iniciais

Neste capítulo são discutidos alguns trabalhos que visam mensurar os erros encontrados na proteção de distância aplicada a linhas de transmissão bem como, propõem métodos que visam tornar a proteção mais precisa e seletiva. O foco das discussões que se seguem, está voltado à proteção numérica aplicada como ferramenta a novos métodos e soluções.

2.2 Proteção adaptativa e PMU - Filosofia e Conceito

A proteção clássica aplicada a sistemas elétricos é baseada em ajustes fixos. Estes são concebidos mediante a previsão de uma gama de possíveis ocorrências, como entrada e saída de grandes cargas ou mudanças na topologia da rede elétrica na qual a linha de transmissão (LT) protegida, está conectada. Assim sendo, o relé trabalha sob condições as quais não foram contempladas durante a concepção dos ajustes, podendo ocorrer atuações indevidas.

Baseadas nestas premissas, Phadke e Horowitz (1990) apresentaram uma análise dos conceitos da proteção adaptativa e explanam o que consideram dentro do escopo deste tema

Segundo estes autores, quando o ajuste do relé é concebido, nem sempre é possível fazê-lo de forma a cercar todas as possíveis variações das condições operativas do sistema, mantendo-o sensível às condições prevalentes do momento. Eles argumentam ainda que para certas condições operativas os relés de retaguarda poderiam entrar em ação de algum modo, como uma possível solução, para que se possa garantir o correto ajuste às reais condições do sistema. Porém, de qualquer forma, este novo estado operativo deve ser identificado com clareza, o que é de relativa complexidade.

A definição que melhor apresenta o conceito de proteção adaptativa deve inserir o relé como um dispositivo capaz de ajustar seus parâmetros, sem a necessidade da intervenção humana, respondendo às ocorrências de maneira correta. Em síntese:

Proteção adaptativa é uma filosofia de proteção onde são atualizadas, automaticamente, variáveis de ajuste de elementos de proteção de forma que estes atuem considerando as atuais condições operativas do sistema elétrico.

Codling (1996) apresentaram uma visão geral da proteção adaptativa e a motivação pela qual o tema está presente na maioria dos congressos e colóquios de proteção das últimas décadas. Cita algumas aplicações desta nova filosofia que se apresenta vantajosa quando o número de possíveis variações das condições operativas do sistema, não está assegurado pelos ajustes convencionais.

O autor trata da influência da resistência de falta e das correntes que fluem para o ponto de falta. Como o relé não mede efetivamente a corrente total de falta, mas apenas as que fluem pelo terminal onde este está localizado, surgem erros no cálculo da impedância entre o relé e o ponto de falta.

O desempenho da proteção de distância é também afetado pelas características dinâmicas dos sistemas elétricos, como, mudanças na topologia na qual a linha protegida está conectada, fluxo pré-falta, contribuições de fontes remotas e indutâncias mútuas, são alguns exemplos de fatores que podem inserir erros capazes de ocasionar atuações indevidas.

2.3 Análise de erros inseridos e fator de compensação

Roberts (1993) apresentaram um trabalho que trata das influências ao desempenho do relé de distância, associadas à resistência de falta, ao fluxo pré falta e ao SIR – *Source Impedance Ratio*. Este define a relação entre a impedância equivalente da fonte, atrás do relé, com a impedância do trecho sob falta. O estudo é focado em uma linha de transmissão em circuito único e duas fontes equivalentes conectadas aos terminais da LT. Somente faltas fase-terra são consideradas.

Inicialmente, o autor modela o sistema com o SIR=0, ou seja, a impedância da fonte não afeta o desempenho do relé, mas apenas o efeito do fluxo de carga associado à resistência de falta é considerado.

A Figura 1 ilustra o comportamento da reatância calculada. Cada curva corresponde a um valor de resistência de falta com variações do fluxo pré-falta. Observa-se um comportamento de sub-alcance para fluxo importado e sobre-alcance para fluxo exportado em relação ao terminal onde o relé está instalado, para todas as resistências de falta.

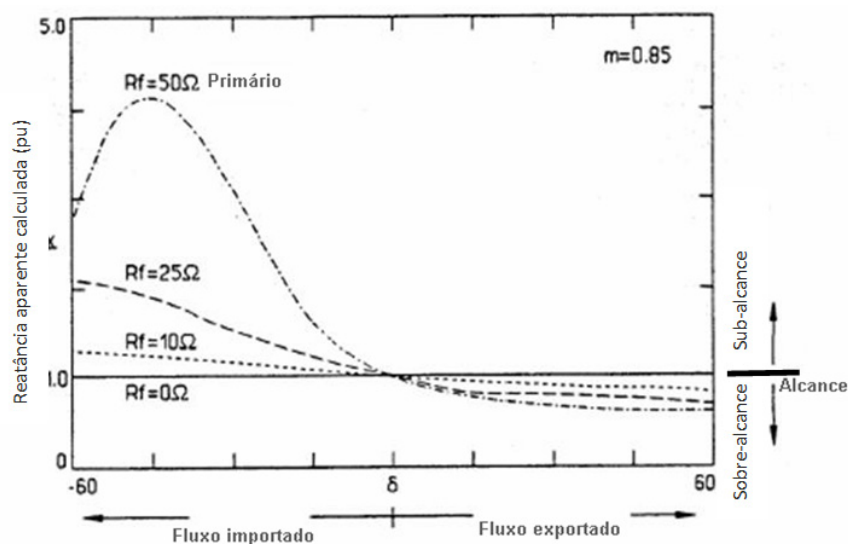


Figura 1 – Desempenho no cálculo da reatância aparente calculada pelo relé, SIR = 0

(adaptado de Roberts, (1993))

Em seguida, o autor aumenta o valor do SIR para faltas aplicadas a 0,85 pu do comprimento da linha com o fluxo pré-falta variando entre um mínimo e um máximo, sendo este importado ou exportado. O teste é repetido para várias resistências de falta.

Quando o SIR é ajustado em 1,2, ou seja, a impedância da fonte equivalente atrás do relé é mais significativa em relação à impedância do trecho de linha sob falta, o relé sub-alcance para todas as condições operativas e apresenta erros maiores com o aumento da resistência de falta. A Figura 2 ilustra o comportamento observado.

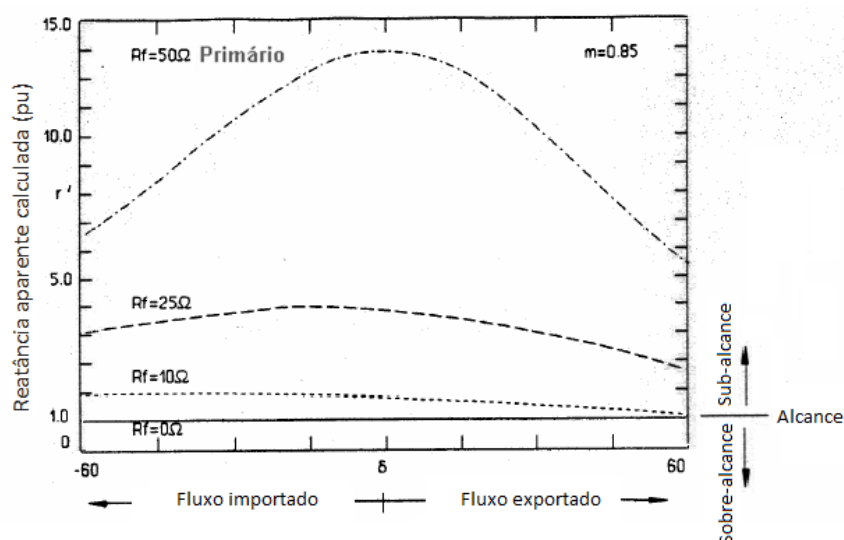


**Figura 2 – Desempenho no cálculo da reatância aparente calculada pelo relé, SIR = 1,2
(adaptado de Roberts (1993))**

O trabalho apresentado, mostra de forma clara o desempenho do relé de distância, em termos de impedância calculada, frente às variações dinâmicas do sistema associadas às condições da falta (local, resistência, etc.).

O estudo apresentado por Agrasar et al (1998), trata dos possíveis erros que envolvem a proteção de linhas de transmissão, em circuitos duplos. Tais erros podem causar operações indevidas devido ao sobre ou sub-alcance, tanto na linha defeituosa como na linha sã. Fatores característicos do sistema apresentado como resistência de falta, diferença entre as fontes, indutâncias mútuas e carregamento pré-falta, são associados de forma a evidenciar a resposta dos algoritmos a estas características.

Avalia-se a influência de fontes equivalentes, com impedâncias diferentes, conectadas a linha sobre a proteção de distância. São aplicadas faltas ao longo da linha para

cada condição de erro, citada anteriormente. Os resultados são apresentados em forma de curvas que relacionam a real distância ao ponto de falta e a distância calculada pelo dispositivo, como ilustrado pela Figura 3.

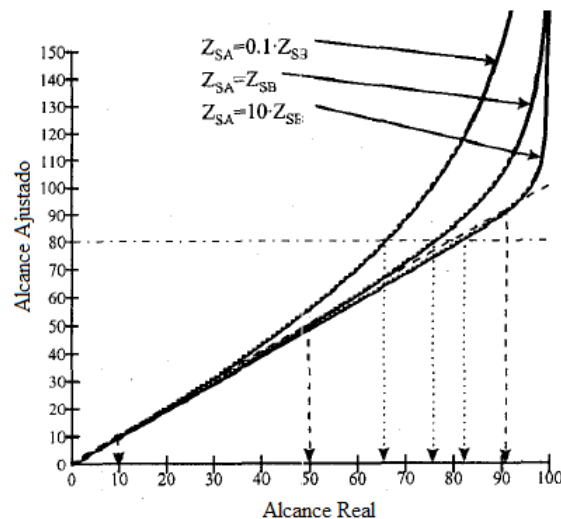


Figura 3 – Alcance ajustado versus alcance real (adaptado de Agrasar et al (1998))

Observa-se de forma clara a diferença entre a curva ideal e as curvas obtidas. Neste trabalho foram avaliados ainda os efeitos da indutância mútua e da diferença entre a impedância das fontes equivalentes, na estimação da resistência de falta, bem como o efeito da indutância mútua no cálculo da distância até o ponto de falta, com foco no erro inserido. São apresentadas algumas sugestões para a mitigação destes efeitos como a modificação do fator de correção de terra ($\bar{K}_0$).

O trabalho abrange de forma ampla o comportamento da proteção de distância frente às dinâmicas do sistema e às características inerentes as linhas de transmissão em circuito duplo.

Cabe observar que a correção dos erros inseridos nas unidades de proteção de distância pode ser resolvida através de fatores de compensação nas grandezas medidas, ou mediante a compensação nos ajustes dos limites da forma característica da unidade de proteção de distância, visualizada em um diagrama R-X.

2.4 Compensação da forma característica

Jung (2000) propôs um método adaptativo que considerava os efeitos do carregamento pré-falta e da resistência de falta ao cálculo da forma característica da proteção de distância.

O autor apresentou um modelo de linha de transmissão com circuito único, conectado a duas fontes equivalentes. Neste são simuladas faltas fase-terra em duas condições específicas. Primeiramente, mantém-se o ponto de falta e varia-se a resistência de falta, para duas condições de fluxo de carga, importado e exportado. A impedância calculada pelo relé define uma curva, que pode ser aproximada por uma curva quadrática, conforme mostra a Figura 4.

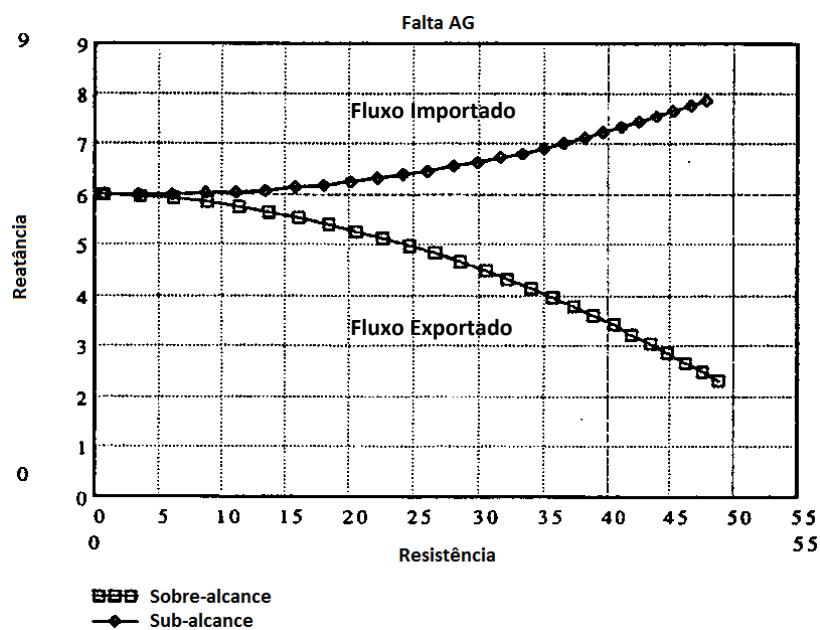


Figura 4 – Impedância calculada pelo relé com ponto de falta fixo e variação de resistência de falta (adaptado de Jung (2000))

Em segundo, outras curvas são obtidas quando a resistência de falta é mantida constante, variando-se apenas a distância do local da falta em relação ao relé. Estas curvas, que também podem ser aproximadas por uma função quadrática, estão ilustradas na Figura 5.

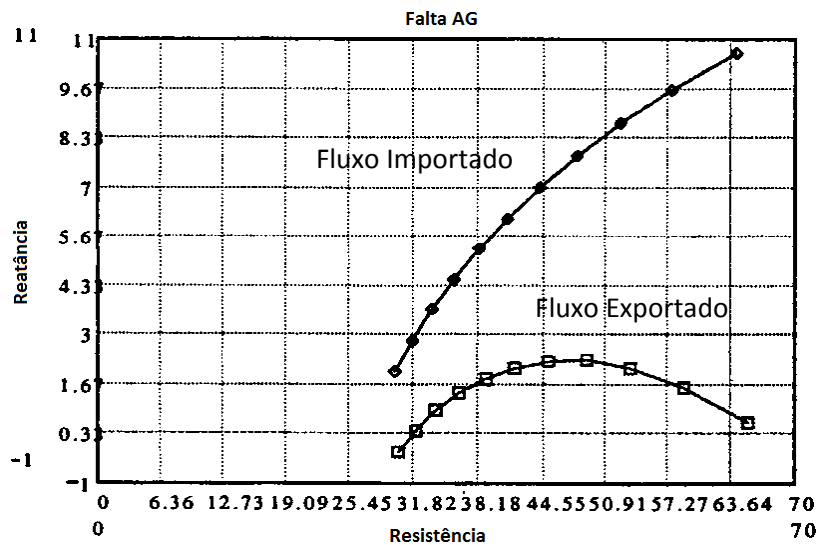


Figura 5 – Impedância calculada pelo relé com resistência de falta fixa e variação na distância de falta (adaptado de Jung (2000))

As duas curvas quadráticas obtidas são implementadas no relé de distância como os limites reativos, superior e inferior, mais adequados às condições operativas do sistema em estudo. A Figura 6 ilustra a forma quadrilateral obtida.

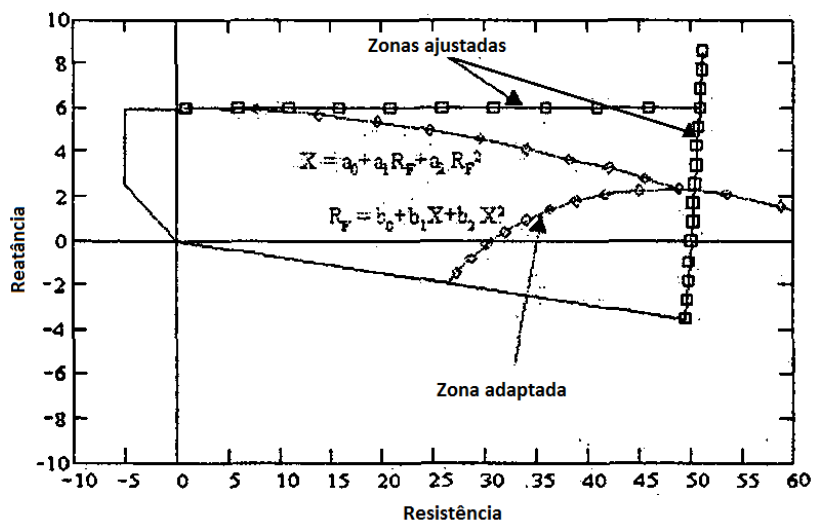


Figura 6 – Forma quadrilateral (adaptado de Jung (2000))

O sistema adaptativo para relés de distância com forma característica, quadrilateral compensada, proposto pelo autor, apresenta boa resposta em condições extremas e com alta resistência de falta, não sofrendo influências significativas pela variação do carregamento pré-falta. No entanto, o dispositivo identifica faltas adequadamente apenas para um sistema previamente estudado.

Outro método apresentado por Xia et al (1994), propôs a compensação adaptativa para os quatro limites da forma característica quadrilateral. Este método considera a influência da resistência de falta, do carregamento pré-falta, das correntes de contribuição das barras e da topologia de rede na qual a linha protegida está conectada. O sistema em estudo apresenta uma linha de transmissão em circuito único, com dois equivalentes conectados a seus terminais.

O trabalho apresentado tem como objetivo, tornar a proteção de distância mais robusta com ajustes mais precisos, em especial para 1ª zona, pois essa é de atuação instantânea e não é desejável que o alcance exceda o limite ajustado, normalmente em torno de 85% do comprimento total da linha.

O erro inserido no cálculo da impedância calculada é uma parcela da resistência de falta. Esta parcela resistiva pode apresentar característica indutiva ou capacitiva, ocasionando sub ou sobre-alcance da zona de proteção.

Os limites reativos e resistivos são definidos mediante simulações computacionais que definem as curvas da impedância calculada pelo dispositivo.

Os limites reativos, superior e inferior, são definidos mediante simulações de faltas F-T com diferentes valores de resistência de falta, para 95% do comprimento total da linha e próximo ao terminal onde se localiza o relé, respectivamente. Por tal motivo, o autor propõe um ajuste a 95%, como resultado dos estudos realizados.

Os limites resistivos são definidos de forma semelhante aos limites anteriores, ou seja, através de simulações computacionais de faltas F-T ao longo da linha, para uma resistência de falta excursionadas entre 0 e 200 Ω , tanto para o limite esquerdo quanto para o limite direito, respectivamente. A Figura 7 ilustra a forma característica compensada

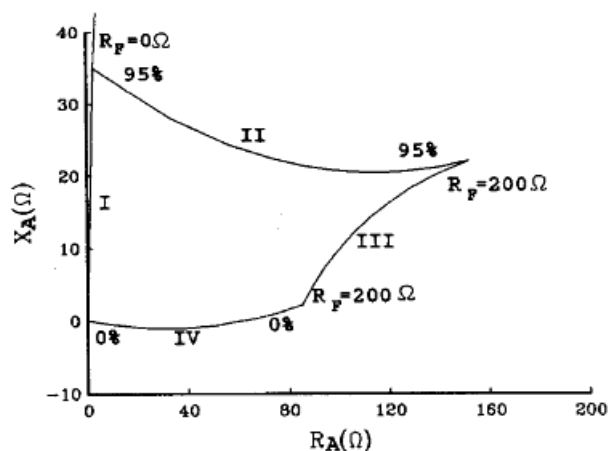


Figura 7 – Forma característica ideal no plano R-X

A aplicação da forma característica ideal ao sistema modelado aumenta a exatidão do dispositivo consideravelmente, de forma que o fator de segurança inserido pode ser diminuído, tornando o dispositivo mais seletivo. Este método apresenta o inconveniente de ser aplicável apenas ao sistema estudado a priori, em outras palavras, para cada sistema, seria necessário um estudo que defina a característica de operação do relé.

A proteção de distância aplicada a faltas F-T é geralmente implementada por algoritmos que compensam a corrente medida antes do cálculo da impedância. Sistemas adaptativos poderiam, por exemplo, adotar fatores de compensação dinâmicos capazes de reduzir erros introduzidos nestes cálculos, relativos às características do sistema a ser protegido. Essa idéia já pode ser encontrada em vários trabalhos publicados conforme será mencionado a seguir.

2.5 Indutância Mútua

Jongepier e Sluis (1994) apresentaram um estudo que trata da influência da indutância mútua de sequência zero, na proteção de distância, aplicada a linhas de transmissão em circuito paralelo, na ocorrência de faltas F-T.

O sistema em estudo é composto por duas linhas de transmissão, totalmente transpostas, as quais ocupam a mesma faixa de servidão ao longo de todo comprimento e são

conectadas nas mesmas barras onde estão as fontes equivalentes. As medições de tensão e corrente são efetuadas em um dos terminais, de uma das linhas.

A impedância calculada pelo relé no instante de ocorrência da falta é calculada em termos de impedância de seqüência positiva, a qual é proporcional à distância do terminal onde o relé está instalado até o ponto de falta. A indutância mútua de seqüência zero insere erros que podem ser significativos para impedância calculada pelo relé. Para que este efeito seja compensado, o algoritmo requer a informação do valor da corrente de seqüência zero que circula na linha paralela (linha sã), o valor da impedância mútua entre as linhas e a distância ao ponto de falta.

São encontradas algumas dificuldades na realização da compensação descrita:

- I. a corrente de seqüência zero que flui pela linha sã, geralmente, não está disponível ao equipamento que está instalado na linha defeituosa.
- II. a distância ao ponto de falta, por razões óbvias, não pode ser determinada a priori.

Os autores apresentaram então um equacionamento que define a relação entre as componentes de seqüência zero das correntes que fluem nas duas linhas, para duas configurações de rede que possibilitam o aparecimento da indutância mútua: duas linhas em operação em paralelo e uma linha desconectada, com seus terminais aterrados. Após trabalharem as equações citadas os mesmos obtêm um fator de compensação para o valor de impedância que define o limite da zona de operação.

O método é aplicado a um circuito duplo inserido em um sistema interligado. Para comprovação dos resultados, são simulados os possíveis estados operativos do sistema, com saída de linhas e gerações nas proximidades, pois a impedância da fonte equivalente é sensivelmente alterada para estas contingências. Os resultados obtidos demonstram uma melhora na exatidão do relé para o sistema em estudo.

Os autores Yi Hu, et al (2002) apresentaram um método adaptativo que compensa o erro inserido pelo efeito da indutância mútua, para a seqüência zero, em circuitos paralelos, na ocorrência de faltas F-T. Durante o defeito F-T em uma das linhas, o acoplamento magnético na seqüência zero é relevante. Este pode causar sub-alcance quando a corrente de seqüência zero na linha sã flui no mesmo sentido que a corrente medida e compensada na linha sob falta.

Por outro lado, o relé sobre-alcança para o sentido inverso da corrente de seqüência zero da linha sã. A Figura 8 ilustra o circuito em estudo.

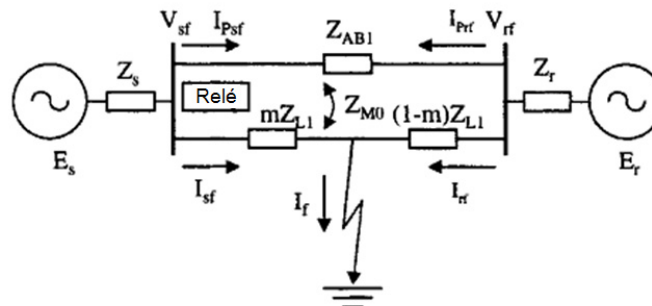


Figura 8 – Esquema de linhas em paralelo com representação de mútua de seqüência zero

É possível certa compensação dos efeitos citados anteriormente mediante a informação da corrente de seqüência zero da linha sã, o que muitas vezes não está disponível. Segundo o autor, caso a compensação seja implementada, só poderá ser aplicada na linha sob falta, pois na linha sã poderá ocasionar operação indevida. Isto se deve a alta parcela de corrente de seqüência zero presente na linha sob falta. Esta alta parcela está acoplada apenas a um trecho, mas acaba sendo computada no cálculo de toda a impedância da linha sã, o que pode ocasionar sobre-alcance.

Os autores propuseram um sistema que não necessita de um canal de comunicação entre as linhas para a transferência das medições de corrente entre os dispositivos instalados nos terminais. São transferidos apenas os sinais de monitoração de abertura dos disjuntores.

São propostas duas equações para o $\vec{K}_0$, uma para ser aplicada quando as duas linhas estão em operação e outra quando uma delas estiver desconectada e aterrada em seus terminais. Para o caso em que não é possível identificar a configuração das linhas é aplicado um fator de compensação, estimado para o pior caso.

O sistema proposto apresenta bons resultados, tendo em vista que este não necessita de canais de comunicação e trabalha apenas com o monitoramento dos disjuntores das linhas e com os parâmetros registrados a priori.

Liao e Elangovan (1998) apresentaram um método de compensação do efeito da indutância mútua de seqüência zero, na ocorrência de faltas F-T sob resistências de falta. O

equacionamento requer as seis correntes que fluem pelas linhas paralelas, medidas nos dois terminais conectados a mesma barra e os parâmetros característicos das linhas.

Os autores propuseram um método que estima a distância da falta e a resistência associada aos defeitos F-T. A partir do equacionamento da tensão do local onde o relé está instalado, em termos de componentes simétricas, as variáveis são agrupadas de forma a definir a distância e a resistência da falta. As equações apresentadas são de baixa complexidade, o que possibilita uma implementação com baixo esforço computacional, ideal para aplicações em tempo real. O trabalho se limita às linhas em circuito duplo, mas contribui de forma significativa para novos desenvolvimentos, considerando aos bons resultados apresentados.

2.6 Inteligência artificial

Ao longo dos anos, com o desenvolvimento da tecnologia aplicada ao processamento em sistemas computacionais, a prática com ferramentas de inteligência artificial torna-se cada vez mais viável e, devido a sua ampla gama de aplicações, é tema encontrado em inúmeros trabalhos. Alguns destes trabalhos são aqui destacados:

Skok e Marusic (2000) propuseram um relé de distância adaptável às variações dinâmicas do sistema elétrico, pois como se sabe, o ajuste estático não provê uma proteção adequada ao sistema, em todas as possíveis condições operativas. Os autores discutem os erros inseridos ao cálculo da impedância calculada pela proteção de distância, para um sistema composto por uma linha de transmissão conectada a duas fontes equivalentes.

Os erros inseridos na impedância calculada devido à parcela de contribuição da fonte remota, a corrente total de falta e o efeito da resistência de falta associada ao carregamento são discutidos, bem como a importância de uma eficaz compensação. O autor propõe um sistema adaptativo baseado em uma rede neural.

As redes neurais são normalmente aplicadas a sistemas em que as funções que regem o comportamento dos fenômenos compensados são desconhecidas. A rede neural identifica os padrões de resposta frente à dinâmica dos estímulos de entrada. Esta, por sua vez, deve ser treinada com casos que apresentam respostas conhecidas, de modo que se aproximem ao máximo das respostas exatas quando submetidas a sinais reais.

O método apresentado aplica uma rede neural do tipo *Kohonen* de duas dimensões, a qual é responsável pela determinação da impedância calculada pelo dispositivo. São aplicadas, como variáveis de entrada, três valores medidos no *loop* de falta: o módulo da corrente, o módulo da tensão e a diferença angular entre elas.

Os resultados apresentam melhorias significativas quanto à exatidão para ocorrências de faltas próximas aos limites da zona de operação, mas o sistema não apresentou a resposta correta para 100 % das ocorrências testadas.

Um sistema adaptativo semelhante ao mencionado anteriormente foi apresentado por Skork, Tesnjak e Vrkic (2004), mas desta vez com o objetivo de compensar os erros inerentes a sistemas compostos por duas linhas em circuitos duplos, pois estes apresentam características singulares.

Sistemas compostos por duas linhas de transmissão, conectadas às mesmas barras, podem operar de diversas formas, mas como mencionado anteriormente em apenas dois modos operativos ocorre o efeito da indutância mútua em termos de sequência zero, na ocorrência de faltas F-T: quando as linhas operam em paralelo ou quando uma está desconectada e aterrada em ambos os terminais.

Um sistema adaptativo baseado em uma rede neural do tipo *Kohonen* de duas dimensões é proposto para a monitoração do *loop* de falta. Esta requer os valores do módulo da tensão, do módulo da corrente, da diferença angular entre estes, do modo de operação e da topologia através de informações do chaveamento das linhas. Portanto, a entrada da rede neural é composta por cinco variáveis.

Depois de treinada com sinais gerados a partir de simulações do sistema em estudo, a rede passa a fornecer um valor de impedância próximo ao valor exato, na ocorrência de uma falta F-T, o que torna possível a correta tomada de decisão. O autor relata que alcançou bons resultados sem, entretanto, mencionar índices de acerto.

Ioni e McLaren (1995) apresentaram um trabalho que tratava do comportamento da proteção de distância, aplicada a uma das linhas de um circuito paralelo, durante ocorrência de faltas F-T simultâneas, ou seja, A-T em uma das linhas e B-T na outra.

Normalmente os dispositivos rodam o algoritmo clássico para faltas F-T, com compensação da corrente pelo fator de terra ($\vec{K}_0$). Na ocorrência de faltas simultâneas, estes apresentam sub-alcance para uma fase e sobre-alcance para a outra, sem consideração da compensação da mútua de seqüência zero.

Na ocorrência de faltas entre circuitos das duas linhas sem o envolvimento de terra, como, por exemplo, entre a fase A de uma linha com a fase B da outra, a proteção de distância de cada linha pode classificar erroneamente a falta, como sendo F-T, e em algumas vezes, nas fases erradas, o que é altamente indesejável para o caso de sistemas com aberturas monopulares.

Assim sendo, os autores propõem a aplicação de uma ferramenta baseada em rede neural, a qual deve ser responsável por identificar corretamente as fases defeituosas, auxiliando a classificação do tipo de falta.

A rede neural implementada é composta por três camadas, sendo a camada de entrada composta por trinta e seis neurônios. Esta recebe as informações das tensões da barra (3 tensões) e as correntes nas fases das duas linhas (6 correntes), em módulo e ângulo separadamente, o que contabiliza dezoito entradas. Estes valores são inseridos novamente, com dois ciclos de atraso, nos dezoito neurônios restantes.

Existe uma camada interna com vinte neurônios e outra de saída com seis neurônios que classificam as faltas defeituosas. Depois de treinada com milhares de diferentes possíveis ocorrências, a rede passa a trabalhar com razoável exatidão, identificando as fases sob defeito.

2.7 Transformada wavelet - soluções avançadas

Outra ferramenta que vem sendo estudada ao longo dos últimos 10 anos, para aplicações em proteção elétrica, é a Transformada *Wavelet*. O avanço da tecnologia voltada à aquisição e ao processamento de sinais para a extração de múltiplas características vem possibilitando ao longo dos anos a implementação de dispositivos capazes de viabilizar sua aplicação. Assim sendo, publicações no contexto deste tema encontram-se em crescente expansão nos últimos anos.

Silveira et al (2002) propuseram o uso da TW para fazer a identificação de faltas em uma linha de transmissão com uso de religamento monopolar. Auxiliado por uma transformação modal, os coeficientes wavelet são extraídos e os diferentes tipos de falta são identificados de acordo com um padrão. Um dos ganhos da proposta é a rapidez na identificação, algo da ordem de 2 a 3 ms.

Os autores, Osman e Malik (2004) apresentaram um método no qual a transformada *wavelet* é aplicada em um algoritmo de proteção de linhas de transmissão em circuitos paralelos. O sistema em estudo é composto primeiramente por um trecho com duas linhas de transmissão paralelas, conectadas as mesmas barras, e outro trecho com apenas uma linha. A este sistema são conectadas duas fontes equivalentes.

O método proposto trabalha com as seis correntes e três tensões medidas em dois terminais conectados à mesma barra. Após uma prévia filtragem analógica dos sinais de corrente para eliminar altas frequências e atenuar as componentes DC, aplica-se a transformada *wavelet*, em três níveis de decomposição. Após o primeiro nível pode-se detectar em quais fases ocorre o distúrbio, nos níveis seguintes os fasores são estimados.

Na ocorrência de uma falta F-T, caso a diferença entre o módulo das correntes para as fases identificadas com o distúrbio ultrapasse um valor pré-definido, é enviado um sinal de disparo para os disjuntores da fase identificada como defeituosa. Caso a diferença não exceda os limiares pré-definidos a impedância é calculada e comparada à característica quadrilateral do relé.

O método é aplicado a sinais provenientes de faltas do tipo F-T com altos valores de resistência de falta, faltas F-F e faltas simultâneas. Quando uma falta F-T ocorre próxima à barra do terminal remoto das linhas, e o efeito da indutância mútua em sequência zero é compensado, o dispositivo sobre-alcança e atua incorretamente, por esta razão a compensação do efeito da indutância mútua não é aplicada.

A utilização da transformada *wavelet*, em sistemas de proteção, vem sendo estudada com maior frequência nesta última década, devido ao aumento na velocidade dos processadores e aquisição de sinais dos relés numéricos. Para algumas aplicações já é possível a utilização desta ferramenta, porém, a grande maioria dos fabricantes ainda desenvolve seus algoritmos baseados em filtros que utilizam as teorias de *Fourier*.

2.8 Outras soluções

Outros métodos que visam mitigar os erros inerentes a sistemas de proteção de distância são também encontrados na literatura. Estes buscam soluções tecnicamente melhores e economicamente viáveis, tendo em vista o equilíbrio entre os caminhos muitas vezes antagônicos e de semelhante importância.

Uma nova abordagem para a proteção de linhas em circuitos duplos foi apresentada por Eissa e Masoud (2001). Neste trabalho os autores propuseram um sistema que emprega apenas dois relés ao invés de quatro. Eles são instalados nos quatro terminais das duas linhas e cada relé é alimentado com seis correntes e três tensões.

O método baseia-se na comparação entre as impedâncias calculadas pelo relé localizado em uma das barras para as mesmas fases das linhas paralelas, as quais estão sob falta. Quando a falta ocorre fora das linhas de transmissão, as impedâncias calculadas nas fases faltosas das duas linhas são iguais, e, por sua vez, quando a falta ocorre em alguma das duas linhas protegidas, as impedâncias calculadas são diferentes.

Definiu-se um limiar para a diferença entre as impedâncias calculadas. Caso a diferença calculada ultrapasse este limiar, em módulo, o algoritmo verifica se a parcela diferencial é positiva ou negativa, para que se possa identificar a linha defeituosa.

O método proposto pelos autores compensa o efeito da indutância mútua em seqüência zero, pois o relé instalado em uma das extremidades tem acesso às correntes da linha sã, podendo calcular a corrente de seqüência zero necessária à compensação.

Os resultados apresentam uma cobertura de aproximadamente 100% do comprimento total de cada linha em primeira zona, para os casos em que as duas linhas estão em operação. Além disso, demonstram bons resultados para faltas F-T com alta impedância de falta, evitando erros devido ao *infeed* de corrente do terminal remoto.

2.9 Considerações finais

Neste capítulo foram apresentadas algumas importantes linhas de estudo em proteção de distância. Os trabalhos discutidos falam da influência de fatores intrínsecos do sistema elétrico na exatidão do cálculo da impedância efetuada pelo relé, bem como propõem

métodos, na linha da proteção adaptativa, que buscam minimizar os erros oriundos do comportamento dinâmico dos fatores propriamente ditos.

Dentre as várias vertentes de estudo na área de proteção adaptativa, as citadas neste trabalho são as que se destacam mais fortemente. Em resumo:

(i) linha da proteção adaptativa, a qual necessita muitas vezes de um prévio estudo do sistema elétrico ao qual a linha protegida está inserida, aplicando-se em seguida os fatores de compensação nos ajustes ou nos cálculos das impedâncias.

(ii) Alguns métodos seguem a linha da Inteligência Artificial - IA, propondo o uso principalmente de redes neurais (métodos heurísticos).

(iii) outras ferramentas mais avançadas de processamento de sinais (métodos determinísticos).

Dando sequência aos objetivos deste trabalho, o capítulo seguinte passa então a analisar os principais tipos de relés de distância mais aplicados ao sistema elétrico, bem como as equações que descrevem seus funcionamentos. Os defeitos que ocorrem com maior probabilidade, são equacionados, o que possibilita o entendimento de como alguns fatores, intrínsecos ao sistema elétrico, afetam os algoritmos da proteção.

Capítulo 3

PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA - EQUACIONAMENTO

3.1 Considerações Iniciais

O capítulo é dedicado ao detalhamento dos tipos de relés de distância mais aplicados ao sistema elétrico. Aqui serão apresentadas as equações que descrevem seus funcionamentos, bem como sua representação gráfica em diagramas R-X, os quais auxiliam muito na visualização do comportamento da proteção de distância. Os defeitos que ocorrem com mais frequência no sistema elétrico são equacionados em termos de componentes simétricas, as quais formam a base dos cálculos e dos ajustes dos dispositivos de proteção.

O foco do desenvolvimento deste capítulo está voltado em especial ao cálculo da proteção de distância, cuja finalidade é mensurar os erros inseridos pelas condições do defeito, incluindo o tipo de falta, a impedância equivalente das fontes e resistência de falta.

3.2 Relés de Distância

Os relés de distância são dispositivos que operam com base nas medições de tensão e de corrente efetuadas no terminal de uma linha de transmissão a ser protegida. O princípio de funcionamento destes relés tem origem em sua primeira geração, a dos relés

eletromecânicos, que empregavam unidades de torque de tensão e de corrente em discos ou cilindros de metal. Grande parte destas relações foi colocada em prática por todas as gerações de relés, incluindo a dos atuais relés numéricos.

3.2.1 Diagramas R-X

O diagrama R-X, é a forma mais aplicada para a visualização da impedância calculada pelo relé, sendo uma das maneiras mais apropriadas para a análise de desempenho de relés de distância. 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. A Figura 9 ilustra um diagrama R-X com um exemplo de aplicação.

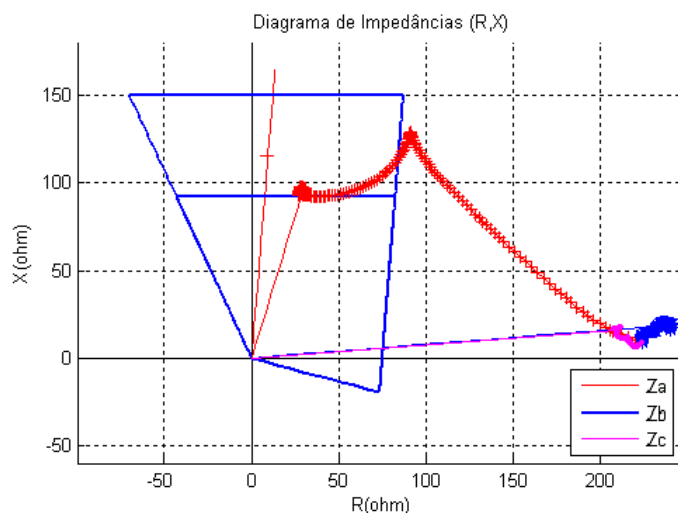


Figura 9 – Diagrama R-X

Em algumas situações, a obtenção da trajetória é especialmente útil, como por exemplo, quando surgem variações na impedância calculada por relés instalados em linhas adjacentes à linha sob falta. Neste caso específico, a trajetória da impedância calculada não pode penetrar o plano característico do relé, caso contrário haverá uma operação indevida. Além disso, o diagrama R-X possibilita a visualização da acomodação da resistência de falta, o que torna possível mensurar os limites operacionais, vantagens e desvantagens de cada família de relés de distância, famílias estas, apresentadas nos tópicos a seguir.

3.2.2 Relé tipo impedância

O relé de impedância possui uma unidade de torque de corrente e outra unidade de torque de tensão. Estas estão dispostas em contraposição, ou seja, é um elemento de corrente restringido por tensão.

O torque pode ser definido pela equação (3.1).

$$\dot{T} = K_1 \cdot \dot{V}^2 - K_2 \cdot \dot{I}^2 \quad (3.1)$$

Onde K_1 e K_2 são constantes proporcionais, próprias de cada equipamento.

O elemento está em equilíbrio quando o torque é zero, ou seja, o dispositivo está no limiar de operação, portanto:

$$K_1 \cdot \dot{V}^2 = K_2 \cdot \dot{I}^2 \quad (3.2)$$

$$\bar{Z} = \frac{\dot{V}}{\dot{I}} = \sqrt{\frac{K_1}{K_2}} \quad (3.3)$$

Este tipo de relé não possui direcionalidade associada à identificação da impedância calculada pelo relé, de forma que a área de atuação está presente nos quatro quadrantes do diagrama R-X, como ilustrado pela Figura 10.

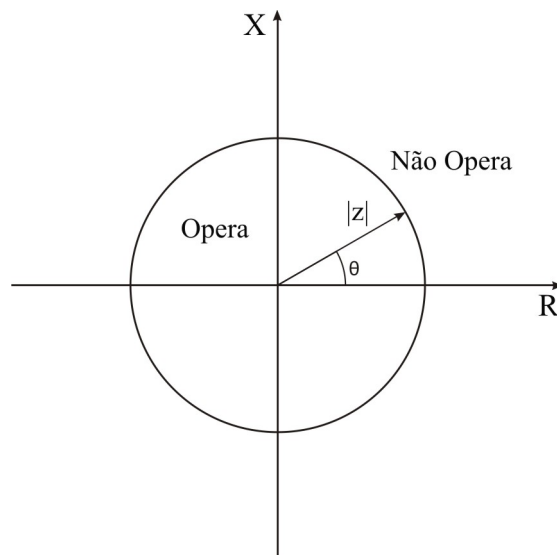


Figura 10 – Forma característica do relé de impedância

3.2.3 Relés tipo admitância (MHO)

O relé de distância tipo MHO é composto por uma unidade direcional que produz um torque positivo. Tal característica é função de uma unidade de tensão e uma de corrente, bem como de uma segunda unidade de tensão que produz um torque negativo. Desta forma o relé de distância tipo MHO é um relé direcional com restrição por tensão. Obtém-se a equação de torque (3.4).

$$\dot{T} = K_1 \cdot \dot{V}^2 \cdot \dot{I}^2 \cdot \cos(\theta - \tau) - K_2 \cdot \dot{V}^2 \quad (3.4)$$

Portanto, considerando o torque nulo (limiar de operação) e após algumas substituições, obtém-se a equação (3.5).

$$\bar{Z} = \frac{\dot{V}}{\dot{I}} = \frac{K_1}{K_2} \cdot \cos(\theta - \tau) \quad (3.5)$$

As magnitudes da tensão ou da corrente não interferem no diâmetro da circunferência formada pela característica de operação do relé no diagrama R-X. Apenas para magnitudes muito pequenas destas grandezas a característica é modificada devido a limitações construtivas dos relés.

O comportamento dinâmico da forma característica do relé tipo MHO, durante a ocorrência de faltas, está diretamente relacionado com o tipo de polarização escolhida. Assim sendo, deve-se estudar o sistema a ser protegido e escolher a que melhor adapta-se a este.

O relé tipo MHO possui intrínseca direcionalidade, ou seja, não depende de outros elementos direcionais associados. Assim como o relé de impedância, ele é normalmente aplicado em um conjunto de três elementos, com suas circunferências características, partindo da mesma origem. A Figura 11 ilustra a forma característica de um relé de três zonas de atuação.

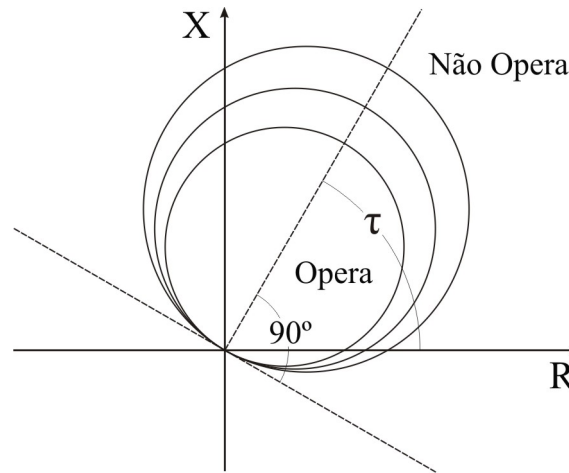


Figura 11 – Forma característica do relé admitância MHO

3.2.4 Relé tipo reatância

O relé tipo reatância fixa um limite reativo composto por uma unidade de corrente que produz um torque positivo e um elemento direcional que produz um torque que se caracteriza em função da polarização de seus elementos de tensão e corrente. A equação (3.6) define a relação mencionada (Mason, 1956).

$$\dot{T} = K_1 \cdot \dot{I}^2 - K_2 \cdot \dot{V} \cdot \dot{I} \cdot \sin(\theta) \quad (3.6)$$

Portanto, para o limiar de operação, torque nulo, obtém-se a equação (3.7).

$$X = \frac{\dot{V}}{\dot{I}} \cdot \sin(\theta) = \frac{K_1}{K_2} \quad (3.7)$$

A Figura 13 apresenta a característica operativa do relé tipo reatância.

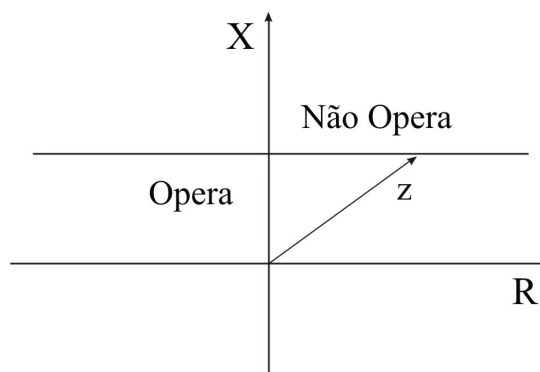


Figura 12 – Forma característica do relé tipo reatância

3.2.5 Relé tipo característica quadrilateral

O relé de característica quadrilateral é composto por uma unidade de reatância, a qual limita o alcance reativo da zona de operação do dispositivo e outras duas unidades resistivas que limitam o alcance resistivo do primeiro e do segundo quadrantes do diagrama R-X.

Uma unidade direcional que passa pela origem ainda é aplicada, de modo a fechar a forma característica da zona de operação. A Figura 13 ilustra esta forma característica.

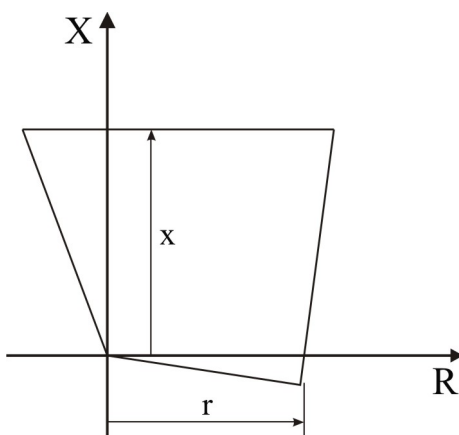


Figura 13 – Forma característica quadrilateral

O relé do tipo quadrilateral é amplamente aplicado devido à satisfatória acomodação da resistência de falta para defeitos próximos ao limiar da zona de operação..

3.3 Cálculo da Impedância em linhas de circuito simples

O relé de distância baseia-se 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. Naturalmente, todos os fatores que influenciam este cálculo, irão afetar diretamente o desempenho do dispositivo. A impedância é calculada a partir dos valores da tensão e da corrente em nível secundário, via transformadores de potencial (TPs) e transformadores de corrente (TCs), instalados no terminal da linha protegida.

A impedância calculada para faltas que envolvem a terra, a qual será comparada com os limites das zonas de operação, não pode ser determinada simplesmente pela relação direta entre a tensão e a corrente do *loop* de falta. Tal valor não reflete a verdadeira impedância em

termos de seqüência positiva, referente ao trecho de linha entre o terminal e o local da falta. Para elucidar tal questão, são apresentadas a seguir as formulações da impedância calculada para as faltas F-F-F, F-F, F-F-T e F-T (sólida e sob resistências). Nota: As constantes adimensionais D_1 , D_2 e D_0 serão deduzidas e aplicadas ao longo dos equacionamentos com a finalidade de facilitar as deduções seguintes

3.3.1 Faltas F-F-F

Para faltas F-F-F, trifásicas equilibradas, o cálculo da impedância em termos de componentes simétricas envolve apenas a seqüência positiva e a resistência de falta. A Figura 14 ilustra o circuito equivalente para esta falta.

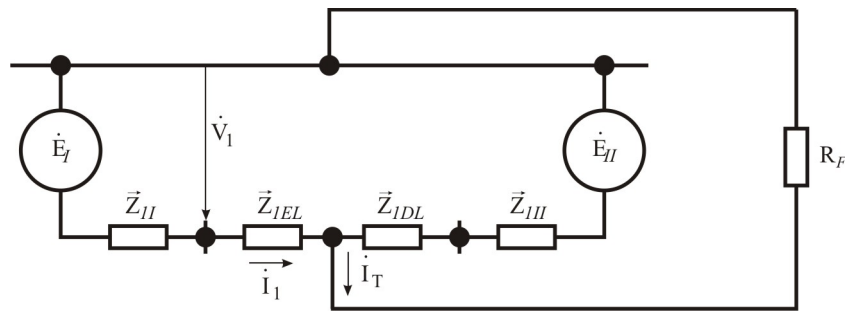


Figura 14 – Circuito equivalente para falta trifásica

A formulação para esta falta pode ser observada a seguir.

$$\dot{I}_1 = \frac{\vec{Z}_{1DL} + \vec{Z}_{1II}}{\vec{Z}_{II} + \vec{Z}_{1EL} + \vec{Z}_{1DL} + \vec{Z}_{1II}} \cdot \dot{I}_T \Rightarrow \dot{I}_1 = D_1 \cdot \dot{I}_T \quad (3.8)$$

Sendo,

$\vec{Z}_{II}$, a impedância de seqüência positiva da fonte equivalente atrás do relé;

$\vec{Z}_{1II}$, a impedância de seqüência positiva da fonte equivalente do terminal remoto;

$\vec{Z}_{1EL}$, a impedância de seqüência positiva referente ao trecho a esquerda do ponto de falta;

$\vec{Z}_{1DL}$, a impedância de seqüência positiva referente ao trecho a direita do ponto de falta;

$\dot{I}_1$, a corrente de seqüência positiva medida pelo relé;

$\dot{I}_T$, a corrente de seqüência positiva total;

D_1 , o divisor de corrente, constante adimensional, referente à componente de seqüência positiva do sistema.

A tensão da fonte pode ser dada por,

$$\dot{E}_1 = D_1 \dot{I}_T \vec{Z}_{1L} + D_1 \dot{I}_T \vec{Z}_{1EL} + \dot{I}_T R_F \quad (3.9)$$

Sendo a tensão e a corrente de seq. positiva medidas pelo relé, dadas por,

$$\dot{V}_1 = D_1 \dot{I}_T \vec{Z}_{1EL} + \dot{I}_T R_F \quad (3.10)$$

$$\dot{I}_T = D_1 \dot{I}_1 \quad (3.11)$$

Portanto, o $\vec{Z}_{CALCULADO}$ passa a ser definido pela equação (3.12).

$$\vec{Z}_{CALCULADO} = \frac{\dot{V}_{Amedido}}{\dot{I}_{Amedido}} = \frac{\dot{V}_{Bmedido}}{\dot{I}_{Bmedido}} = \frac{\dot{V}_{Cmedido}}{\dot{I}_{Cmedido}} = \frac{\dot{V}_1}{\dot{I}_1} = \vec{Z}_{1EL} + \left(\frac{1}{D_1} \right) R_F \quad (3.12)$$

Observa-se que a impedância obtida pelo relé para uma falta trifásica é igual para todas as fases, sendo tal impedância referente ao trecho entre o terminal onde está instalado o relé e o ponto de falta, acrescida de um erro devido a presença da contribuição remota e da resistência de falta, ou seja R_F / D_1 .

Quanto menor a resistência de falta, menor será o erro inserido ao cálculo da impedância que levará o relé a uma tomada de decisão.

3.3.2 Falta F-F

As faltas F-F ocorrem com maior freqüência que as faltas trifásicas, no entanto são normalmente menos severas. A Figura 15 ilustra o circuito equivalente de componentes simétricas para uma falta F-F entre as fases B e C.

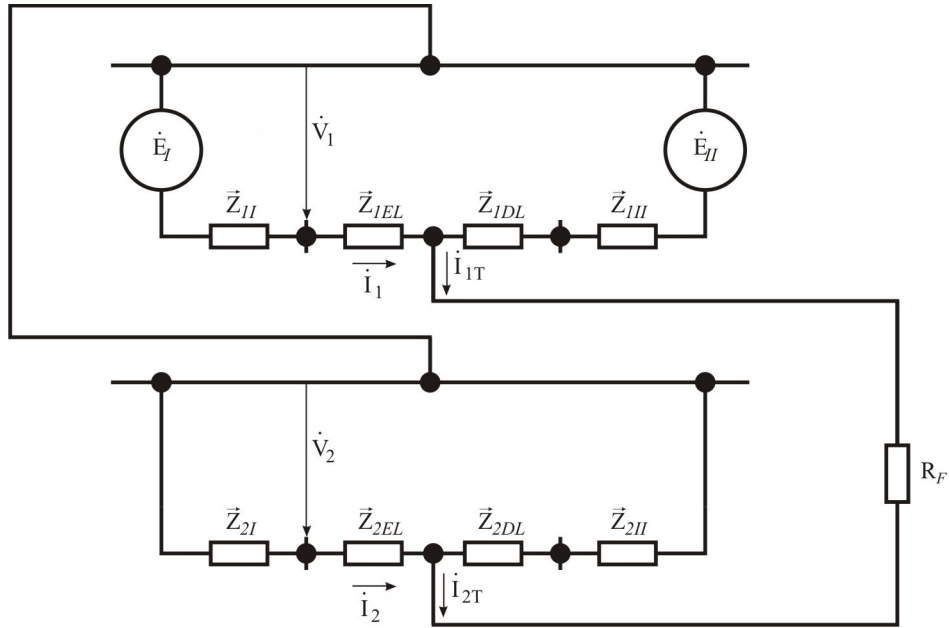


Figura 15 – Circuito equivalente para uma falta fase-fase

A formulação para este tipo de falta pode ser observada a seguir.

$$\dot{I}_{2T} = -\dot{I}_{1T} \quad (3.13)$$

$$\dot{I}_2 = \frac{\bar{Z}_{2LD} + \bar{Z}_{2II}}{\bar{Z}_{2I} + \bar{Z}_{2EL} + \bar{Z}_{2DL} + \bar{Z}_{2II}} \cdot \dot{I}_{2T} \Rightarrow \dot{I}_2 = D_2 \cdot \dot{I}_{2T} \quad (3.14)$$

$$\dot{I}_2 = -D_2 \dot{I}_{1T} \quad (3.15)$$

sendo,

$\bar{Z}_{2I}$, a impedância de seqüência negativa da fonte equivalente atrás do relé;

$\bar{Z}_{2II}$, a impedância de seqüência negativa da fonte equivalente do terminal remoto;

$\bar{Z}_{2EL}$, a impedância de seqüência negativa referente ao trecho a esquerda do ponto de falta;

$\bar{Z}_{2DL}$, a impedância de seqüência negativa referente ao trecho a direita do ponto de falta;

$\dot{I}_2$, a corrente de seqüência negativa medida pelo relé;

$\dot{I}_{2T}$, a corrente de seqüência negativa total;

D_2 , o divisor de corrente, constante adimensional, referente à componente de seqüência negativa do sistema.

A tensão da fonte pode ser dada por,

$$\dot{E}_1 = D_1 \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{1I} + D_1 \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{1EL} + \dot{I}_{1T} R_F - D_2 \dot{I}_{2T} Z_{2I} - D_2 \dot{I}_{2T} Z_{2EL} \quad (3.16)$$

Substituindo (3.15) em (3.16), obtém-se,

$$\dot{E}_1 = D_1 \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{1I} + D_1 \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{1EL} + \dot{I}_{1T} R_F + D_2 \dot{I}_{1T} Z_{2I} + D_2 \dot{I}_{1T} Z_{2EL} \quad (3.17)$$

Portanto,

$$\dot{E}_1 = D_1 \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{1I} + (D_1 + D_2) \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{1EL} + \dot{I}_{1T} R_F + D_2 \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{2I} \quad (3.18)$$

A tensão e a corrente de seqüência positiva no ponto de instalação do relé são dadas pelas equações (3.19) e (3.20).

$$\dot{V}_1 = (D_1 + D_2) \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{1EL} + \dot{I}_{1T} R_F + D_2 \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{2I} \quad (3.19)$$

$$\dot{I}_1 = D_1 \dot{I}_{1T} \quad (3.20)$$

Sendo que as equações (3.21) e (3.22) apresentam a tensão e a corrente de seqüência negativa, respectivamente, para o mesmo terminal.

$$\dot{V}_2 = D_2 \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{2I} \quad (3.21)$$

$$\dot{I}_2 = -D_2 \dot{I}_{1T} \quad (3.22)$$

A partir das equações das tensões e das correntes de seqüência no terminal onde está instalado o relé, algumas relações podem ser obtidas, como segue.

Para as relações entre as grandezas de seqüência positiva e negativa, observa-se,

$$\frac{\dot{V}_1}{\dot{I}_1} = \frac{(D_1 + D_2) \bar{Z}_{1EL} + R_F + D_2 \bar{Z}_{2EL}}{D_1} \quad (3.23)$$

$$\frac{\dot{V}_2}{\dot{I}_2} = -\frac{D_2 \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{2EL}}{D_2 \dot{I}_{1T}} = -\bar{Z}_{2EL} \quad (3.24)$$

Pode-se observar que a relação $\dot{V}_1/\dot{I}_1$ não se relaciona diretamente com a impedância referente ao trecho de linha entre o relé e o ponto de falta, sendo que a relação $\dot{V}_2/\dot{I}_2$ relaciona-se diretamente com a impedância da fonte atrás do terminal onde são realizadas as medições.

No domínio de fase, as tensões e correntes são,

$$\dot{V}_A = \dot{V}_1 + \dot{V}_2 = (D_1 + D_2) \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{1EL} + \dot{I}_{1T} R_F + 2D_2 \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{2I} \quad (3.25)$$

$$\dot{I}_A = \dot{I}_1 + \dot{I}_2 = (D_1 - D_2) \dot{I}_{1T} \quad (3.26)$$

Como $D_1 = D_2$, então a corrente da fase A é igual a zero.

Para a fase B observa-se,

$$\dot{V}_B = a^2 \dot{V}_1 + a \dot{V}_2 = a^2 (D_1 + D_2) \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{1EL} + a^2 \dot{I}_{1T} R_F - D_2 \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{2I} \quad (3.27)$$

$$\dot{I}_B = a^2 \dot{I}_1 + a \dot{I}_2 = a^2 D_1 \dot{I}_{1T} - a D_2 \dot{I}_{1T} \quad (3.28)$$

$$\bar{Z}_{B\text{calculado}} = \frac{\dot{V}_B}{\dot{I}_B} = \frac{a^2 (D_1 + D_2) \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{1EL} + a^2 \dot{I}_{1T} R_F - D_2 \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{2I}}{a^2 D_1 \dot{I}_{1T} - a D_2 \dot{I}_{1T}} \quad (3.29)$$

$$\bar{Z}_{B\text{calculado}} = \frac{\dot{V}_B}{\dot{I}_B} = \frac{a^2 2D_1 \bar{Z}_{1EL} + a^2 R_F - D_2 \bar{Z}_{2I}}{(a^2 - a) D_1} \quad (3.30)$$

Para a fase C observa-se,

$$\bar{Z}_{C\text{calculado}} = \frac{\dot{V}_C}{\dot{I}_C} = \frac{a (D_1 + D_2) \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{1EL} + a \dot{I}_{1T} R_F - D_2 \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{2I}}{a D_1 \dot{I}_{1T} - a^2 D_2 \dot{I}_{1T}} \quad (3.31)$$

$$\bar{Z}_{C\text{calculado}} = \frac{\dot{V}_C}{\dot{I}_C} = \frac{a D_1 \bar{Z}_{1EL} + a R_F - D_2 \bar{Z}_{2I}}{(a - a^2) D_1} \quad (3.32)$$

Deve-se observar que as impedâncias obtidas a partir das relações $\dot{V}_B/\dot{I}_B$ e $\dot{V}_C/\dot{I}_C$ não se relacionam diretamente com a impedância referente ao trecho de linha sob falta. Assim, para se obter as corretas impedâncias deve se considerar a medição nos *loops* de falta, ou seja:

Para o *loop* B-C.

$$\dot{V}_{BC \text{ calculado}} = (a^2 - a)\dot{V}_1 + (a - a^2)\dot{V}_2 \quad (3.33)$$

$$\dot{I}_{BC \text{ calculado}} = (a^2 - a)\dot{I}_1 + (a - a^2)\dot{I}_2 \quad (3.34)$$

Então,

$$\bar{Z}_{BC \text{ calculado}} = \frac{\dot{V}_{BC}}{\dot{I}_{BC}} = \frac{(a^2 - a)(D_1 + D_2)\dot{I}_{1T}\bar{Z}_{1EL} + (a^2 - a)a\dot{I}_{1T}R_F}{(a^2 - a)(D_1 + D_2)\dot{I}_{1T}} \quad (3.35)$$

$$\bar{Z}_{BC \text{ calculado}} = \frac{\dot{V}_{BC}}{\dot{I}_{BC}} = \bar{Z}_{1EL} + \left(\frac{1}{D_1 + D_2} \right) R_F \quad (3.36)$$

Observa-se agora que através da relação $\dot{V}_{BC} / \dot{I}_{BC}$ obtém-se a impedância referente ao trecho de falta, acrescido do erro devido à contribuição remota de corrente e da resistência de falta.

Quanto menor a resistência de falta, menor será o erro inserido ao cálculo da impedância aplicada na tomada de decisão do relé.

3.3.3 Falta F-T

A falta F-T ocorre com maior frequência que os demais defeitos, no sistema elétrico, no entanto, o impacto destas ocorrências é mais brando, na maioria das vezes. A Figura 16 ilustra o circuito seqüencial para uma falta F-T.

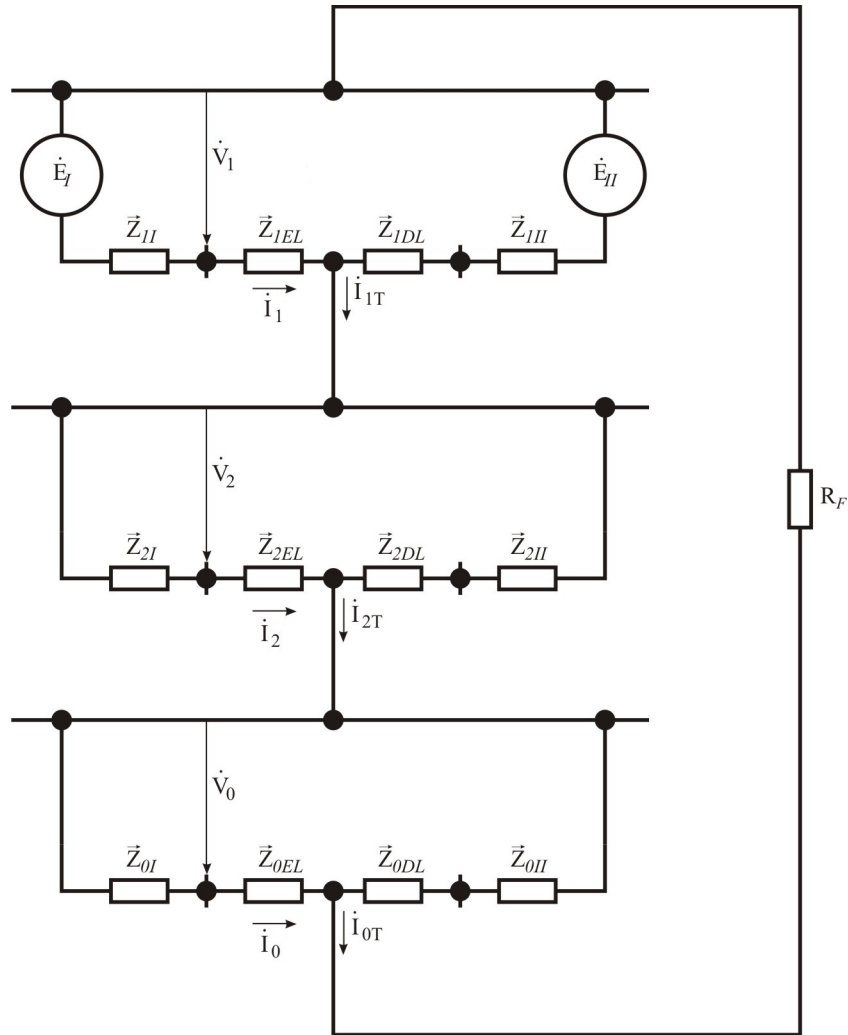


Figura 16 – Circuito equivalente para uma falta fase-fase

A formulação para este tipo de falta pode ser observada a seguir.

$$\dot{I}_{1T} = \dot{I}_{2T} = \dot{I}_{0T} \quad (3.37)$$

$$\dot{I}_0 = \frac{\bar{Z}_{0DL} + \bar{Z}_{0II}}{\bar{Z}_{0I} + \bar{Z}_{0EL} + \bar{Z}_{0DL} + \bar{Z}_{0II}} \cdot \dot{I}_{0T} \Rightarrow \dot{I}_0 = D_0 \cdot \dot{I}_{0T} \quad (3.38)$$

sendo,

$\vec{Z}_{0I}$, a impedância de seqüência zero da fonte equivalente atrás do relé;

$\vec{Z}_{0II}$, a impedância de seqüência zero da fonte equivalente do terminal remoto;

$\vec{Z}_{0EL}$, a impedância de seqüência zero referente ao trecho a esquerda do ponto de falta;

$\vec{Z}_{0DL}$, a impedância de seqüência zero referente ao trecho a direita do ponto de falta;

$\dot{I}_0$, a corrente de seqüência zero medida pelo relé;

$\dot{I}_{0T}$, a corrente de seqüência zero total;

D_0 , o divisor de corrente, constante adimensional, referente à componente de seqüência zero do sistema;

R_F , a resistência de falta.

Como nos casos anteriores, os divisores de corrente são constantes adimensionais que estarão presentes em toda formulação.

A tensão e a corrente de seqüência positiva, negativa e zero para o terminal onde está instalado o relé, são definidas pelas equações de (3.39) à (3.44).

$$\dot{V}_1 = (D_1 + D_2) \dot{I}_{0T} \vec{Z}_{1EL} + D_0 \dot{I}_{0T} \vec{Z}_{0EL} + D_2 \dot{I}_{0T} \vec{Z}_{2I} + D_0 \dot{I}_{0T} \vec{Z}_{0I} + 3 \dot{I}_{0T} R_F \quad (3.39)$$

$$\dot{I}_1 = \dot{I}_{0T} D_1 \quad (3.40)$$

$$\dot{V}_2 = -D_2 \dot{I}_{0T} \vec{Z}_{2I} \quad (3.41)$$

$$\dot{I}_2 = \dot{I}_{0T} D_2 \quad (3.42)$$

$$\dot{V}_0 = -D_0 \dot{I}_{0T} \vec{Z}_{0I} \quad (3.43)$$

$$\dot{I}_0 = \dot{I}_{0T} D_0 \quad (3.44)$$

Desse modo, as grandezas de fase são definidas como,

$$\dot{V}_A = \dot{V}_1 + \dot{V}_2 + \dot{V}_0 = (D_1 + D_2) \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{1EL} + D_0 \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{0EL} + 3 \dot{I}_{0T} R_F \quad (3.45)$$

$$\dot{I}_A = \dot{I}_1 + \dot{I}_2 + \dot{I}_0 = (D_1 + D_2 + D_0) \dot{I}_{0T} \quad (3.46)$$

Devido à facilidade de medição da corrente $\dot{I}_{0T}$, as equações (3.45) e (3.46) serão apresentadas como,

$$\dot{I}_A = (D_1 + D_2) \dot{I}_{0T} + D_0 \dot{I}_{0T} \quad (3.47)$$

$$(D_1 + D_2) \dot{I}_{0T} = \dot{I}_A - D_0 \dot{I}_{0T} \quad (3.48)$$

Substituindo (3.48) em (3.45), obtém-se,

$$\dot{V}_A = \left(\dot{I}_A - D_0 \dot{I}_{0T} \right) \bar{Z}_{1EL} + D_0 \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{0EL} + 3 \dot{I}_{0T} R_F \quad (3.49)$$

Rearranjando, vem,

$$\frac{\dot{V}_A}{\bar{Z}_{1EL}} = \dot{I}_A - D_0 \dot{I}_{0T} + D_0 \dot{I}_{0T} \frac{\bar{Z}_{0EL}}{\bar{Z}_{1EL}} + \frac{3}{\bar{Z}_{1EL}} \dot{I}_{0T} R_F \quad (3.50)$$

$$\dot{V}_A = \left(\dot{I}_A - D_0 \dot{I}_{0T} + D_0 \dot{I}_{0T} \frac{\bar{Z}_{0EL}}{\bar{Z}_{1EL}} \right) \bar{Z}_{1EL} + 3 \dot{I}_{0T} R_F \quad (3.51)$$

Por fim,

$$\dot{V}_A = \left(\dot{I}_A + \frac{\bar{Z}_{0EL} - \bar{Z}_{1EL}}{\bar{Z}_{1EL}} \dot{I}_0 \right) \bar{Z}_{1EL} + 3 \dot{I}_{0T} R_F \quad (3.52)$$

Adotando,

$$\bar{K}_0 = \frac{\bar{Z}_{0EL} - \bar{Z}_{1EL}}{\bar{Z}_{1EL}} \quad (3.53)$$

E substituindo (3.53) em (3.52), obtém-se,

$$\dot{V}_A = \left(\dot{I}_A + 3 \bar{K}_0 \dot{I}_0 \right) \bar{Z}_{1EL} + 3 \dot{I}_{0T} R_F \quad (3.54)$$

Pode-se observar pela equação (3.54) que o fator $\bar{K}_0$ está presente na tensão.

Portanto, ao se usar a relação $\dot{V}_A / \dot{I}_A$, a impedância obtida pelo relé será dada por (3.55).

$$\bar{Z}_{A \text{ calculado}} = \frac{\dot{V}_A}{\dot{I}_A} = \frac{\left(\dot{I}_A + 3\bar{K}_0 \dot{I}_0 \right) \bar{Z}_{1EL} + 3\dot{I}_{0T} R_F}{\dot{I}_A} \quad (3.55)$$

Observa-se que a impedância, referente ao trecho de linha entre o terminal onde está instalado o relé e o ponto de falta, apresenta um erro significativo. A maneira encontrada para que este erro seja eliminado, foi à introdução de um fator de correção $\bar{K}_0$, denominado "fator de correção de terra", na corrente medida pelo relé. Desta forma, a corrente passa a ser compensada como se pode observar pela equação (3.56).

$$\dot{I}_{A \text{ compensado}} = \dot{I}_A + 3\bar{K}_0 \dot{I}_0 \quad (3.56)$$

Este fator de correção é amplamente conhecido e empregado em estudos de sistemas elétricos e será aplicada ao longo do trabalho.

Desse modo, a impedância obtida com a corrente compensada passa ser a da equação (3.57).

$$\bar{Z}_{A \text{ calculado-compensado}} = \frac{\dot{V}_A}{\dot{I}_{A \text{ compensado}}} = \frac{\left(\dot{I}_A + 3\bar{K}_0 \dot{I}_0 \right) \bar{Z}_{1EL} + 3\dot{I}_{0T} R_F}{\dot{I}_A + 3\bar{K}_0 \dot{I}_0} \quad (3.57)$$

$$\bar{Z}_{A \text{ calculado-compensado}} = \bar{Z}_{1EL} + \left(\frac{3\dot{I}_{0T}}{\dot{I}_A + 3\bar{K}_0 \dot{I}_0} \right) R_F \quad (3.58)$$

Observa-se que o a relação $\dot{V}_A / \dot{I}_{A \text{ compensado}}$ para uma falta F-T apresenta a porção da impedância de seqüência positiva da linha, referente ao trecho entre o ponto onde são realizadas as medições e o ponto de falta, acrescida do erro que é diretamente proporcional a resistência de falta.

3.3.4 Falta F-F-T

A falta F-F-T pode ocorrer quando, por exemplo, duas fases caem ao solo havendo assim uma resistência inserida no circuito que conecta as fases propriamente ditas, R_F , e outra inserida no circuito de retorno por terra, R_G . A Figura 17 ilustra o circuito equivalente de acordo com as considerações apresentadas.

A formulação para este tipo de falta pode ser observada a seguir.

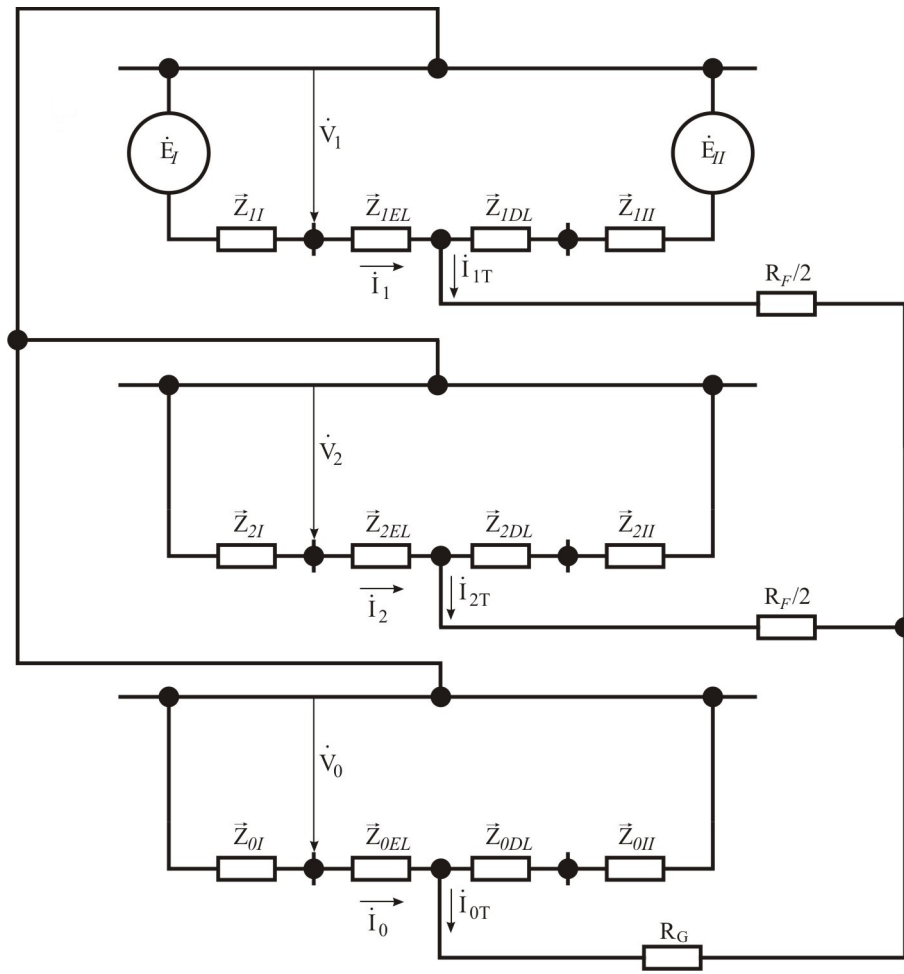


Figura 17 – Circuito equivalente para uma falta fase-fase-terra

Para que o relé seja capaz de tomar a decisão de abertura do disjuntor pode-se concluir que, em analogia a falta F-F, o quociente entre a tensão $\dot{V}_{BC}$ e a corrente $\dot{I}_{BC}$, determina, de forma eficaz, a impedância até o ponto de falta, haja vista que o equacionamento desenvolvido considera o erro proveniente da resistência, R_F , inserida no circuito entre as fases.

$$\bar{Z}_2 = \frac{(\bar{Z}_{2I} + \bar{Z}_{2EL}) \cdot (\bar{Z}_{2DL} + \bar{Z}_{2II})}{\bar{Z}_{2I} + \bar{Z}_{2EL} + \bar{Z}_{2DL} + \bar{Z}_{2II}} \quad (3.59)$$

$$\bar{Z}_0 = \frac{(\bar{Z}_{0I} + \bar{Z}_{0EL}) \cdot (\bar{Z}_{0DL} + \bar{Z}_{0II})}{\bar{Z}_{0I} + \bar{Z}_{0EL} + \bar{Z}_{0DL} + \bar{Z}_{0II}} \quad (3.60)$$

$$\dot{I}_{1T} = -\dot{I}_{0T} - \dot{I}_{2T} \quad (3.61)$$

$$\dot{I}_{2T} = - \left(\frac{\vec{Z}_0 + R_G}{\vec{Z}_2 + (R_F/2) + \vec{Z}_0 + R_G} \right) \cdot \dot{I}_{1T} \Rightarrow \dot{I}_{2T} = -D \cdot \dot{I}_{1T} \quad (3.62)$$

sendo,

$\vec{Z}_2$, a impedância de seqüência negativa equivalente total;

$\vec{Z}_0$, a impedância de seqüência zero equivalente total;

R_F , a resistência de falta entre fases;

R_G , a resistência de falta entre fases e terra.

$$\dot{I}_{0T} = -(1-D) \dot{I}_{1T} \quad (3.63)$$

Como,

$$\dot{I}_1 = \frac{\vec{Z}_{1DL} + \vec{Z}_{1II}}{\vec{Z}_{1I} + \vec{Z}_{1EL} + \vec{Z}_{1DL} + \vec{Z}_{1II}} \cdot \dot{I}_{1T} \Rightarrow \dot{I}_1 = D_1 \cdot \dot{I}_{1T} \quad (3.64)$$

$$\dot{I}_2 = \frac{\vec{Z}_{2DL} + \vec{Z}_{2II}}{\vec{Z}_{2I} + \vec{Z}_{2EL} + \vec{Z}_{2DL} + \vec{Z}_{2II}} \cdot \dot{I}_{2T} \Rightarrow \dot{I}_2 = D_2 \cdot \dot{I}_{2T} \quad (3.65)$$

$$\dot{I}_0 = \frac{\vec{Z}_{0DL} + \vec{Z}_{0II}}{\vec{Z}_{0I} + \vec{Z}_{0EL} + \vec{Z}_{0DL} + \vec{Z}_{0II}} \cdot \dot{I}_{0T} \Rightarrow \dot{I}_0 = D_0 \cdot \dot{I}_{0T} \quad (3.66)$$

Portanto,

$$\dot{I}_1 = D_1 \cdot \dot{I}_{1T} \quad (3.67)$$

$$\dot{I}_2 = -D_2 D \cdot \dot{I}_{1T} \quad (3.68)$$

$$\dot{I}_0 = -D_0 (1-D) \cdot \dot{I}_{1T} \quad (3.69)$$

A partir dos equivalentes de seqüência positiva e negativa, a tensão da fonte E_I é definida como,

$$\dot{E}_I = \dot{I}_1 \vec{Z}_{1I} + \dot{I}_1 \vec{Z}_{1EL} + \dot{I}_{1T} R_F - \dot{I}_2 \vec{Z}_{2I} - \vec{Z}_{2EL} \quad (3.70)$$

$$\dot{E}_I = D_1 \dot{I}_{1T} \vec{Z}_{1I} + D_1 \dot{I}_{1T} \vec{Z}_{1EL} + D_2 D \dot{I}_{1T} \vec{Z}_{2I} + D_2 D \dot{I}_{1T} \vec{Z}_{2EL} + \dot{I}_{1T} R_F \quad (3.71)$$

Então, as tensões de seqüência positiva, negativa e zero no ponto de medição do relé são,

$$\dot{V}_1 = \dot{E}_I - D_1 \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{1I} = (D_1 + D_2 D) \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{1EL} + D_2 D \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{2I} + \dot{I}_{1T} R_F \quad (3.72)$$

$$\dot{V}_2 = D_2 D \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{2I} \quad (3.73)$$

$$\dot{V}_0 = D_0 (1 - D) \bar{Z}_{0I} \quad (3.74)$$

Como,

$$\dot{V}_B = a^2 (D_1 + D_2 D) \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{1EL} - D_2 D \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{2I} + D_0 (1 - D) \bar{Z}_{0I} + a^2 \dot{I}_{1T} R_F \quad (3.75)$$

$$\dot{I}_B = [a^2 D_1 - a D_2 D - D_0 (1 - D)] \dot{I}_{1T} \quad (3.76)$$

$$\dot{V}_C = a (D_1 + D_2 D) \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{1EL} - D_2 D \dot{I}_{1T} \bar{Z}_{2I} + D_0 (1 - D) \bar{Z}_{0I} + a \dot{I}_{1T} R_F \quad (3.77)$$

$$\dot{I}_C = [a D_1 - a^2 D_2 D - D_0 (1 - D)] \dot{I}_{1T} \quad (3.78)$$

sendo,

a , o operador e^{j120} .

Portanto,

$$\dot{V}_{BC} = (a^2 - a) [(D_1 + D_2 D) \bar{Z}_{1EL} + R_F] \dot{I}_{1T} \quad (3.79)$$

$$\dot{I}_{BC} = (a^2 - a) (D_1 + D_2 D) \dot{I}_{1T} \quad (3.80)$$

Por fim,

$$\bar{Z}_{BCmedido} = \frac{\dot{V}_{BC}}{\dot{I}_{BC}} = \frac{(a^2 - a) [(D_1 + D_2 D) \bar{Z}_{1EL} + R_F] \dot{I}_{1T}}{(a^2 - a) (D_1 + D_2 D) \dot{I}_{1T}} \quad (3.81)$$

$$\bar{Z}_{BCmedido} = \bar{Z}_{1EL} + \left(\frac{1}{D_1 + D_2 D} \right) R_F \quad (3.82)$$

Observa-se que o a relação $\dot{V}_{BC} / \dot{I}_{BC}$ para uma falta F-F-T apresenta a porção da impedância de seqüência positiva da linha, referente ao trecho entre o ponto onde são realizadas as medições e o ponto de falta, acrescida de um erro diretamente proporcional a resistência de falta.

O defeito pode ser detectado, também, pela sobreposição dos efeitos de duas faltas F-T, nas fases B e C respectivamente, portanto, as relações $\dot{V}_B / \dot{I}_{Bcompensado}$ e $\dot{V}_C / \dot{I}_{Ccompensado}$ são uma alternativa satisfatória como equacionamento da ocorrência em estudo.

3.4 Cálculo da impedância em linhas de circuitos duplos

Quando duas linhas de transmissão se aproximam em determinado trecho, ou são construídas na mesma faixa de servidão, ou ainda compartilham a mesma torre de sustentação, observa-se um acoplamento magnético entre as mesmas, de forma a estarem sujeitas aos efeitos das indutâncias mútuas.

Considerando um sistema de duas linhas paralelas que apresentam transposição com rotação de fases em cada circuito em sentido oposto, obtém-se a matriz (3.83).

$$\vec{Z}_{fase} = \begin{bmatrix} \vec{Z}_{PLS} & \vec{Z}_{MLS} & \vec{Z}_{MLS} & \vec{Z}_k & \vec{Z}_l & \vec{Z}_m \\ \vec{Z}_{MLS} & \vec{Z}_{PLS} & \vec{Z}_{MLS} & \vec{Z}_m & \vec{Z}_k & \vec{Z}_l \\ \vec{Z}_{MLS} & \vec{Z}_{MLS} & \vec{Z}_{PLS} & \vec{Z}_l & \vec{Z}_m & \vec{Z}_k \\ \vec{Z}_k & \vec{Z}_m & \vec{Z}_l & \vec{Z}_{PLI} & \vec{Z}_{MLI} & \vec{Z}_{MLI} \\ \vec{Z}_l & \vec{Z}_k & \vec{Z}_m & \vec{Z}_{MLI} & \vec{Z}_{PLI} & \vec{Z}_{MLI} \\ \vec{Z}_m & \vec{Z}_l & \vec{Z}_k & \vec{Z}_{MLI} & \vec{Z}_{MLI} & \vec{Z}_{PLI} \end{bmatrix} \quad (3.83)$$

sendo,

$\vec{Z}_{PLS}$, a impedância própria da linha LS;

$\vec{Z}_{MLS}$, a impedância mútua da linha LS;

$\vec{Z}_{PLI}$, a impedância própria da linha LI;

$\vec{Z}_{MLI}$, a impedância mútua da linha LI;

$\vec{Z}_k, \vec{Z}_l, \vec{Z}_m$, as impedâncias mútuas entre as linhas;

A matriz $\vec{Z}_{fase}$ pode ser desacoplada em termos de suas componentes simétricas de sequência positiva, negativa e zero, obtendo-se a matriz,

$$\vec{Z}_{sim} = \begin{bmatrix} \vec{Z}_{00LS} & 0 & 0 & \vec{Z}_{00k} & 0 & 0 \\ 0 & \vec{Z}_{11LS} & 0 & 0 & \vec{Z}_{11k} & 0 \\ 0 & 0 & \vec{Z}_{22LS} & 0 & 0 & \vec{Z}_{22k} \\ \vec{Z}_{00k} & 0 & 0 & \vec{Z}_{00LI} & 0 & 0 \\ 0 & \vec{Z}_{11k} & 0 & 0 & \vec{Z}_{11LI} & 0 \\ 0 & 0 & \vec{Z}_{22k} & 0 & 0 & \vec{Z}_{22LI} \end{bmatrix} \quad (3.84)$$

sendo,

$\vec{Z}_{00LS}, \vec{Z}_{11LS}, \vec{Z}_{22LS}$, as impedâncias de seqüência positiva, negativa e zero da linha LS;

$\vec{Z}_{00LI}, \vec{Z}_{11LI}, \vec{Z}_{22LI}$, as impedâncias de seqüência positiva, negativa e zero da linha LI;

$\vec{Z}_{00k}, \vec{Z}_{11k}, \vec{Z}_{22k}$, as impedância mútuas de seqüência positiva, negativa e zero das linhas LS e LI.

Desse modo, pode-se observar a existência de impedâncias mútuas de seqüência positiva, negativa e zero entre as linhas. No entanto, devido às mútuas de seqüência positiva e negativa apresentarem-se entre 3 e 7% da impedância própria, estas seqüências são desconsideradas nos cálculos das impedâncias durante ocorrência de faltas, bem como nos ajustes dos relés de proteção. Sendo assim, apenas a impedância mútua de seqüência zero é considera (Monteiro, 2006).

3.4.1 Faltas F-T em circuito paralelo acoplado

O acoplamento mútuo de seqüência zero irá interferir no cálculo da impedância calculada pelo relé no caso de faltas fase-terra, em função da circulação de corrente de seqüência zero na linha paralela sadia e da impedância mútua na mesma seqüência, como será mostrado a seguir.

A Figura 18 ilustra o circuito de seqüência para este tipo de ocorrência. Segue também a formulação geral para a impedância calculada e as compensações necessárias.

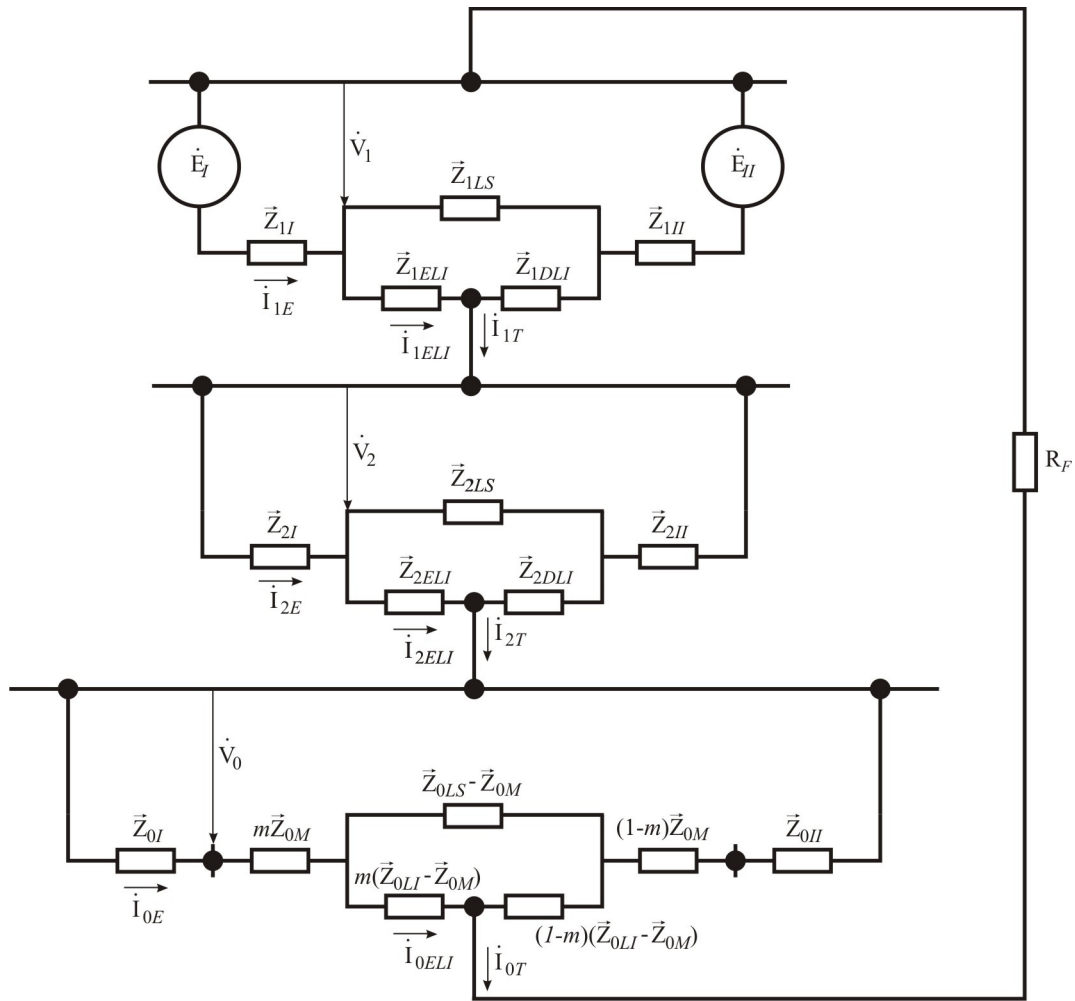


Figura 18 – Circuito equivalente para uma falta F-T em circuitos duplos com indutância mútua de seqüência zero

As correntes de seqüência positiva, negativa e zero são apresentadas em função da corrente residual $\dot{I}_{0T}$ e dos divisores de que se fazem presentes em cada circuito seqüencial.

$$\dot{I}_{1E} = \frac{(\bar{Z}_{1LS} \cdot \bar{Z}_{1DLI}) + (\bar{Z}_{1LS} + \bar{Z}_{1LI}) \cdot \bar{Z}_{1LI}}{(\bar{Z}_{1LS} \cdot \bar{Z}_{1LI}) + (\bar{Z}_{1LS} \bar{Z}_{1LI}) \cdot (\bar{Z}_{1I} \bar{Z}_{1II})} \cdot \dot{I}_{1T} \Rightarrow D'_1 \cdot \dot{I}_{1T} \quad (3.85)$$

$$\dot{I}_{2E} = \frac{(\bar{Z}_{2LS} \cdot \bar{Z}_{2DLI}) + (\bar{Z}_{2LS} + \bar{Z}_{2LI}) \cdot \bar{Z}_{2LI}}{(\bar{Z}_{2LS} \cdot \bar{Z}_{2LI}) + (\bar{Z}_{2LS} \bar{Z}_{2LI}) \cdot (\bar{Z}_{2I} \bar{Z}_{2II})} \cdot \dot{I}_{2T} \Rightarrow D'_2 \cdot \dot{I}_{2T} \quad (3.86)$$

$$\dot{I}_{0E} = \frac{(\bar{Z}_{0LS} - \bar{Z}_{0M})[(1-m)\bar{Z}_{0LI} - \bar{Z}_{0M}] + (\bar{Z}_{0LS} + \bar{Z}_{0LI} - 2\bar{Z}_{0M})(\bar{Z}_{0II} + \bar{Z}_{0M})}{(\bar{Z}_{0LS} - \bar{Z}_{0M})(\bar{Z}_{0LI} - \bar{Z}_{0M}) + (\bar{Z}_{0LS} + \bar{Z}_{0LI} - 2\bar{Z}_{0M})(\bar{Z}_{0I} + \bar{Z}_{0II} - 2\bar{Z}_{0M})} \cdot \dot{I}_{0T} \Rightarrow D'_0 \cdot \dot{I}_{0T} \quad (3.87)$$

sendo,

$\bar{Z}_{0M}$, a impedância mútua de seqüência zero das linhas paralelas;

$\dot{I}_{1E}, \dot{I}_{2E}, \dot{I}_{0E}$, as correntes de seqüência positiva, negativa e zero, respectivamente, de contribuição da fonte atrás do relé;

$\dot{I}_{1T}, \dot{I}_{2T}, \dot{I}_{0T}$, as correntes totais de seqüência positiva, negativa e zero, respectivamente;

D'_1, D'_2, D'_0 , os divisores adimensionais dos circuitos de seq. positiva, negativa e zero, respectivamente, para definição de $\dot{I}_{1T}, \dot{I}_{2T}, \dot{I}_{0T}$ em função de $\dot{I}_{0T}$;

Os divisores responsáveis pelas correntes de contribuição remota de seqüência positiva, negativa e zero, na linha inferior, são apresentadas pelas equações (3.88), (3.89) e (3.90).

$$\dot{I}_{1ELI} = \frac{\bar{Z}_{1LS} + \bar{Z}_{1DLI}}{\bar{Z}_{1LS} + \bar{Z}_{1LI}} \cdot \dot{I}_{1E} \Rightarrow D'_1 \cdot \dot{I}_{1E} \quad (3.88)$$

$$\dot{I}_{2ELI} = \frac{\bar{Z}_{2LS} + \bar{Z}_{2DLI}}{\bar{Z}_{2LS} + \bar{Z}_{2LI}} \cdot \dot{I}_{2E} \Rightarrow D'_2 \cdot \dot{I}_{2E} \quad (3.89)$$

$$\dot{I}_{0ELI} = \frac{(\bar{Z}_{0LS} - \bar{Z}_{0M}) + (1-m) \cdot (\bar{Z}_{0LI} - \bar{Z}_{0M})}{(\bar{Z}_{0LI} + \bar{Z}_{0LS} - 2\bar{Z}_{0M})} \cdot \dot{I}_{0E} \Rightarrow D'_0 \cdot \dot{I}_{0E} \quad (3.90)$$

Sendo,

m , a distância, em pu, do ponto de falta;

$\dot{I}_{1ELI}, \dot{I}_{2ELI}, \dot{I}_{0ELI}$, as correntes de seqüência positiva, negativa e zero, medidas pelo relé;

D''_1, D''_2, D''_0 , os divisores adimensionais dos circuitos de seq. positiva, negativa e zero, para definição de $\dot{I}_{1ELI}, \dot{I}_{2ELI}, \dot{I}_{0ELI}$ em função de $\dot{I}_{0E}$.

Os divisores responsáveis pelas correntes de contribuição remota de seqüência positiva, negativa e zero, na linha inferior, a partir da corrente $\dot{I}_{0T}$, são definidos pelas equações (3.91), (3.92) e (3.93).

$$\dot{I}_{1ELI} = D'_1 \dot{I}_1 = D''_1 D'_1 \dot{I}_{0T} \Rightarrow D'''_1 \dot{I}_{0T} \quad (3.91)$$

$$\dot{I}_{2ELI} = D'_2 \dot{I}_2 = D''_2 D'_2 \dot{I}_{0T} \Rightarrow D'''_2 \dot{I}_{0T} \quad (3.92)$$

$$\dot{I}_{0ELI} = D'_0 \dot{I}_0 = D''_0 D'_0 \dot{I}_{0T} \Rightarrow D'''_0 \dot{I}_{0T} \quad (3.93)$$

Sendo,

D'''_1, D'''_2, D'''_0 , os divisores adimensionais dos circuitos de seqüência positiva, negativa e zero, para definição de $\dot{I}_{1ELI}$, $\dot{I}_{2ELI}$, $\dot{I}_{0ELI}$ em função de $\dot{I}_{0T}$;

A corrente de seqüência zero para a linha superior é definida pela equação (3.94).

$$\dot{I}_{0ELS} = (1 - D''_0) \dot{I}_{0ELI} = (1 - D''_0) D'_0 \dot{I}_{0T} \Rightarrow (D'_0 - D'''_0) \dot{I}_{0T} \quad (3.94)$$

A tensão da fonte atrás do relé pode ser definida como,

$$\begin{aligned} \dot{E}_1 = m \left[(D'''_1 + D'''_2) \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{1LI} + D'''_0 \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{0LI} + (D'_0 - D'''_0) \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{0M} \right] + \\ + D'_1 \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{1I} + D'_2 \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{2I} + D'_0 \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{0I} + 3 \dot{I}_{0T} R_F \end{aligned} \quad (3.95)$$

As equações (3.97), (3.98) e (3.99) definem as tensões de seqüência positiva, negativa e zero, respectivamente, medidas pelo relé.

$$\dot{V}_1 = \dot{E}_1 - \dot{I}_{1E} \bar{Z}_{1I} \quad (3.96)$$

$$\dot{V}_1 = (D'''_1 + D'''_2) \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{1ELI} + D'''_0 \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{0ELI} + m(D'_0 - D'''_0) \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{0M} + D'_2 \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{2I} + D'_0 \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{0I} + 3 \dot{I}_{0T} R_F \quad (3.97)$$

$$\dot{V}_2 = -D'''_2 \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{2I} \quad (3.98)$$

$$\dot{V}_0 = -D'''_0 \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{0I} \quad (3.99)$$

A tensão de fase e a corrente da linha inferior, medidas na fase A, são definidas pelas equações (3.100) e (3.101).

$$\dot{V}_A = \dot{V}_1 + \dot{V}_2 + \dot{V}_0 = m \cdot \left[(D_1''' + D_2''') \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{1LI} + D_0''' \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{0LI} + (D_0' - D_0''') \dot{I}_{0T} \bar{Z}_{0M} \right] + 3 \dot{I}_{0T} R_F \quad (3.100)$$

$$\dot{I}_{ALI} = \dot{I}_1 + \dot{I}_2 + \dot{I}_0 = (D_1''' + D_2''' + D_0''') \cdot \dot{I}_{0T} \quad (3.101)$$

Rearranjando vem,

$$\dot{I}_{ALI} - D_0''' \dot{I}_{0T} = (D_1''' + D_2''') \cdot \dot{I}_{0T} \quad (3.102)$$

$$\dot{V}_A = \left(\dot{I}_{ALI} - D_0''' \dot{I}_{0T} \right) m \bar{Z}_{1LI} + D_0''' \dot{I}_{0T} m \bar{Z}_{0LI} + (D_0' - D_0''') \dot{I}_{0T} m \bar{Z}_{0M} + 3 \dot{I}_{0T} R_F \quad (3.103)$$

Dividindo ambos os lados por $m \bar{Z}_{1LI}$, obtém-se,

$$\dot{V}_A = m \bar{Z}_{1LI} \left[\left(\dot{I}_{ALI} - D_0''' \dot{I}_{0T} \right) + D_0''' \dot{I}_{0T} \frac{m \bar{Z}_{0LI}}{m \bar{Z}_{1LI}} + (D_0' - D_0''') \dot{I}_{0T} \frac{m \bar{Z}_{0M}}{m \bar{Z}_{1LI}} \right] + 3 \dot{I}_{0T} R_F \quad (3.104)$$

$$\dot{V}_A = m \bar{Z}_{1LI} \left(\dot{I}_{ALI} + \frac{\bar{Z}_{0LI} - \bar{Z}_{1LI}}{\bar{Z}_{1LI}} D_0''' \dot{I}_{0T} + \frac{\bar{Z}_{0M}}{\bar{Z}_{1LI}} (D_0' - D_0''') \dot{I}_{0T} \right) + 3 \dot{I}_{0T} R_F \quad (3.105)$$

Conforme realizado na análise de falta fase-terra em linhas de circuito único, tem-se aqui também o fator K_0 como sendo,

$$\bar{K}_0 = \frac{\bar{Z}_{0LI} - \bar{Z}_{1LI}}{3 \bar{Z}_{1LI}} \quad (3.106)$$

Neste ponto, torna-se necessário adotar também um segundo elemento de compensação, denominado fator de compensação de mútua de seqüência zero $\bar{K}_{0M}$, definido pela equação (3.107).

$$\bar{K}_{0M} = \frac{\bar{Z}_{0M}}{3 \bar{Z}_{1LI}} \quad (3.107)$$

Assim sendo, a tensão $\dot{V}_A$ medida é expressa por,

$$\dot{V}_A = m \cdot \bar{Z}_{1LI} \left(\dot{I}_{ALI} + 3 \bar{K}_0 \dot{I}_{0LI} + 3 \bar{K}_{0M} \dot{I}_{0LS} \right) + 3 \dot{I}_{0T} R_F \quad (3.108)$$

Caso se utilize a relação $\dot{V}_A / \dot{I}_A$ para o cálculo da impedância calculada pelo relé durante uma falta do tipo F-T na fase A, chega-se a seguinte expressão (3.109).

$$\frac{\dot{V}_A}{\dot{I}_{ALI}} = \frac{m \cdot \bar{Z}_{1L1} \left(\dot{I}_{ALI} + 3\bar{K}_0 \dot{I}_{0LI} + 3\bar{K}_{0M} \dot{I}_{0LS} \right) + 3\dot{I}_{0T} R_F}{\dot{I}_{ALI}} \quad (3.109)$$

Observa-se que a impedância calculada não possui relação direta com a impedância de seqüência positiva, referente ao trecho entre o terminal onde são efetuadas as medições e o ponto de falta. Desta forma, a corrente medida deve ser compensada, ou seja,

$$\dot{I}_{ALI \text{ compensada}} = \dot{I}_{ALI} + 3\bar{K}_0 \dot{I}_{0LI} + 3\bar{K}_{0M} \dot{I}_{0LS} \quad (3.110)$$

Pode-se observar que a corrente de falta compensada é composta pela corrente da fase defeituosa, mais a sua corrente de seqüência zero compensada por $3\bar{K}_0$ e mais a corrente de seqüência zero da linha paralela compensada por $3\bar{K}_{0M}$.

Desse modo a impedância calculada na fase A, a partir da corrente compensada é dada pela equação (3.111).

$$\frac{\dot{V}_A}{\dot{I}_{ALI \text{ compensada}}} = \frac{\dot{V}_A}{\dot{I}_{ALI} + 3\bar{K}_0 \dot{I}_{0LI} + 3\bar{K}_{0M} \dot{I}_{0LS}} \quad (3.111)$$

Em seu detalhamento obtém-se,

$$\frac{\dot{V}_A}{\dot{I}_{ALI \text{ compensada}}} = \frac{m \cdot \bar{Z}_{1L1} \left(\dot{I}_{ALI} + 3\bar{K}_0 \dot{I}_{0LI} + 3\bar{K}_{0M} \dot{I}_{0LS} \right)}{\dot{I}_{ALI} + 3\bar{K}_0 \dot{I}_{0LI} + 3\bar{K}_{0M} \dot{I}_{0LS}} + \frac{3\dot{I}_{0T} R_F}{\dot{I}_{ALI} + 3\bar{K}_0 \dot{I}_{0LI} + 3\bar{K}_{0M} \dot{I}_{0LS}} \quad (3.112)$$

$$\frac{\dot{V}_A}{\dot{I}_{ALI \text{ compensada}}} = m \cdot \bar{Z}_{1L1} + \frac{3\dot{I}_{0T} R_F}{\dot{I}_{ALI} + 3\bar{K}_0 \dot{I}_{0LI} + 3\bar{K}_{0M} \dot{I}_{0LS}} \quad (3.113)$$

Observa-se que a relação $\dot{V}_A / \dot{I}_{ALI \text{ compensada}}$ para uma falta F-T em circuito acoplado apresenta a porção da impedância de seqüência positiva da linha, referente ao trecho entre o ponto onde são realizadas as medições e o ponto de falta, acrescida de um erro diretamente

proporcional a resistência de falta. Naturalmente se a resistência de falta for zero, o relé irá medir a impedância do trecho de interesse.

3.5 Fatores que afetam a proteção de distância

As formulações anteriores ajudam a compreender alguns dos fatores que afetam o desempenho da proteção de distância na ocorrência de faltas do tipo F-T. Estes fatores são provenientes, principalmente, das condições operativas da linha de transmissão (topologia e SIR), das características naturais de solo por onde passa a LT, das condições de contorno do defeito como, resistência de falta e instante de fechamento, e das características próprias dos equipamentos de medição, incluindo os transformadores de instrumentos. Avaliar a influência destes fatores é de extrema relevância para os estudos apresentados nos próximos capítulos.

3.5.1 Resistência de falta

Nas formulações para as faltas envolvendo a terra, apresentadas anteriormente, fica clara a influência da resistência de falta no erro introduzido na medição da impedância. Elevados valores de resistência de falta, associados a outros fatores, como fluxo de carga e *infeed* remoto, aumentam o erro inserido.

Cabe lembrar que a determinação exata da resistência de falta é uma tarefa difícil, pois esta pode ser composta por uma série de variáveis dependentes da imprevisibilidade dos fatores ambientais, tais como concentração de sais no solo, regime de chuvas, velocidade e direção do vento e colisões de galhos nos condutores e tantos outros.

A resistência de falta é tratada em três quantidades distintas: a resistência de arco, a resistência do pé de torre e resistência de contato com objetos que por ventura venham a tocar os condutores.

Na ocorrência das faltas F-T a partir de quedas do condutor ao solo, a resistência de arco pode ser desconsiderada quando comparada a resistência de contato somada a resistência do pé de torre. Esta chega a valores elevados, o que insere erros significantes a medição dos *loops* de falta (Erezzaghi, 2003).

3.5.2 Fonte fraca - SIR *Source Impedance Ratio*

As características da fonte equivalente conectada a linha de transmissão, atrás do relé, afeta de forma significativa o desempenho da proteção de distância. A distância elétrica da barra às unidades geradoras, bem como a potência disponibilizada pelas mesmas definem o quão forte esta será. A fonte pode ser modelada como uma fonte de tensão em série com uma impedância, e quanto maior esta impedância mais fraca será a fonte.

A relevância do efeito da impedância da fonte no cálculo da impedância de falta é calculada pela razão entre a impedância da fonte pela impedância do trecho sob falta, sendo esta relação denominada de SIR - *Source Impedance Ratio*.

Existem funções de proteção específicas para a atuação em terminais que possuem fonte fraca, *weak infeed*, na ocorrência de faltas severas. Estas funções detectam a queda de tensão ocasionada pela alta impedância da fonte durante a falta, pois nestes casos a função de distância pode não atuar devido ao sub-alcance observado (Roberts, 2001).

3.5.3 Fluxo de carga

O fluxo de carga de regime permanente, afeta o desempenho das proteções de distância, na ocorrência de faltas F-T com resistências de falta, pois a componente resistiva comporta-se como uma grandeza complexa na presença do fluxo. O comportamento da componente resistiva adicionada a falta, varia de acordo com o sentido do fluxo de carga presente no terminal onde são realizadas as medições do relé, como descrito a seguir.

- Para o caso de fluxos importados ocorre uma adição em valor reativo;
- Para o caso de fluxo exportado ocorre uma redução em valor reativo.

Portanto, para uma falta próxima à zona de atuação pode ocorrer um sub-alcance para fluxo importado e um sobre-alcance para fluxo exportado, como ilustrado pela Figura 19.

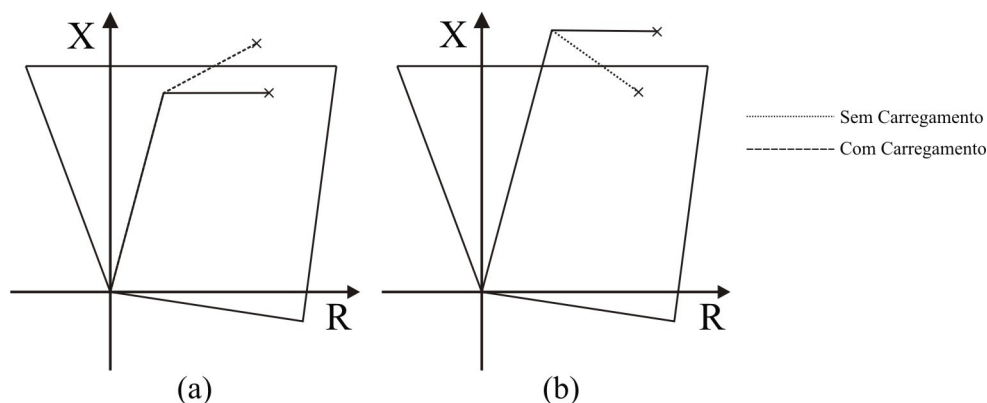


Figura 19 – Comportamento da componente resistiva (a) fluxo importado (b) fluxo exportado

3.5.4 Mútua de Seqüência Zero

A influência do acoplamento mútuo entre as linhas de transmissão que operam em circuito duplo é relevante para os estudos de proteção. Como já enfatizado apenas a componente de seqüência zero é levada em consideração, pois os valores dos acoplamentos em seqüência positiva e negativa podem ser desprezados devido aos baixos valores apresentados, como resultado da simetria imposta pela transposição dos condutores, ao longo do trajeto da linha. Durante um curto-circuito, a impedância calculada pelo relé é afetada pela circulação da corrente de seqüência zero na linha paralela sadia, a qual irá induzir uma tensão adicional, presente na medição do relé. Todo estudo deve ser realizado para os três modos operativos da linha como apresentado a seguir.

- **Linha paralela em operação e conectada a uma barra comum em cada um dos lados:** a influência no cálculo da impedância depende do sentido da corrente de seqüência zero que flui pela linha adjacente. Quando esta se encontra em sentido oposto, a impedância calculada tende a ser menor que a impedância real, o que caracteriza um sobre-alcance. Quando a corrente de seqüência zero flui no mesmo sentido, a impedância calculada tende a ser maior que a impedância real, o que caracteriza um sub-alcance.
- **Linha paralela desconectada e aterrada nos dois terminais:** para este modo operativo, a corrente de seqüência zero que flui pela linha paralela aterrada, sempre encontra-se em sentido oposto à corrente que flui pela linha protegida, e a impedância calculada tende a ser menor que a impedância real, o que caracteriza um sobre-alcance.

- **Linha paralela desconectada e sem aterramento:** para este modo operativo a influência do acoplamento entre as linhas é desconsiderada, pois não haverá corrente de seqüência zero fluindo pela linha paralela, não havendo, portanto, erros inseridos na impedância calculada pelo relé (Jongepier, 1994).

3.5.5 Saturação de TC

O TC usualmente aplicado a sistemas de proteção deve ser capaz de espelhar a forma de onda da corrente, que flui pela linha de transmissão, em seu enrolamento secundário, com no máximo 10 % de erro, para 20 vezes a corrente nominal.

Entretanto duas condições podem levar o TC a apresentar grande diferença em sua corrente secundária quando comparada à corrente primária.

A primeira é uma alta corrente primária, acima de 20 vezes a corrente nominal do TC. Tal corrente AC leva o TC a trabalhar próximo ou acima do *Knee point*, entrando em regime de saturação. Um exemplo de forma de onda deformada devido saturação AC é mostrada na Figura 20. Por esta razão estes equipamentos devem ser corretamente dimensionados de acordo com a corrente máxima de falta.

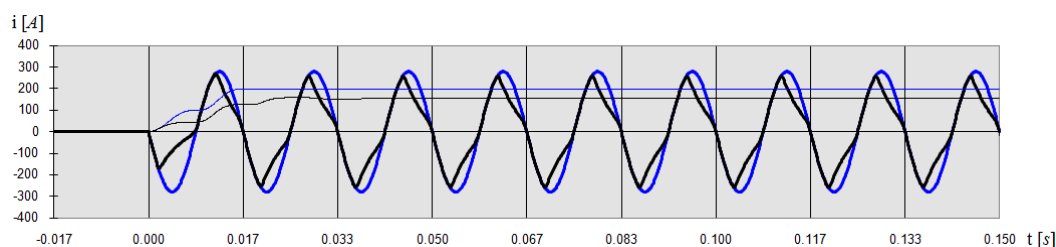


Figura 20 – Saturação devido à corrente AC acima de 20 vezes a corrente nominal

Uma segunda forma de saturação pode ocorrer devido à presença da componente transitória DC durante um curto-circuito. A forma de onda do secundário dependerá do grau de saturação que, por sua vez, depende da relação X/R do sistema, associada ao instante de falta. A ocorrência de uma falta em um sistema fortemente indutivo pode propiciar o surgimento de uma elevada componente aperiódica decrescente, a qual irá levar o TC rapidamente a uma saturação (GU, J. C.; YU, S. L., 2000). A Figura 21 ilustra tal situação.

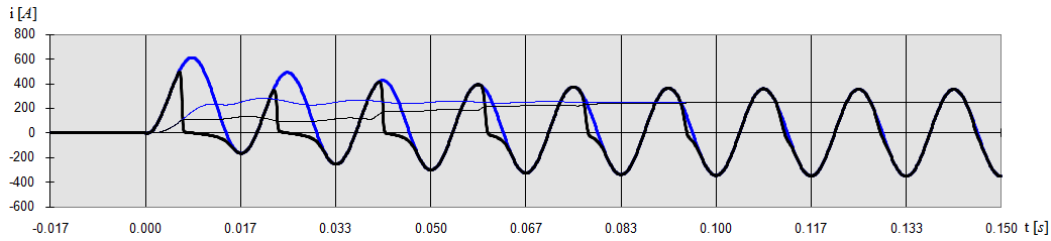


Figura 21 – Corrente secundária devido à saturação por componente DC aperiódica

Assim, quando a forma de onda entregue pelo secundário apresenta-se distorcida poderá ocorrer uma atuação indevida ou mesmo não operação do relé de proteção. No caso de relés numéricos, a saturação do TC torna-se uma fonte de erros para o filtro de estimação de fasores.

3.5.6 Resistividade do solo

As regiões que apresentam forte contraste entre as estações do ano, indo de seca a chuvosa, podem apresentar relevantes diferenças na resistividade do solo, o que pode alterar bastante a impedância de seqüência zero do sistema. Esta variação pode afetar o desempenho da proteção de distância para faltas que envolvam o retorno por terra.

A tensão ao longo dos condutores de uma linha de transmissão pode ser definida por meio de suas equações diferenciais, para n condutores, conforme equacionamento a seguir.

$$-\begin{bmatrix} d\dot{V}_1/dx \\ d\dot{V}_2/dx \\ \vdots \\ d\dot{V}_n/dx \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Z}'_{11} & \bar{Z}'_{12} & \dots & \bar{Z}'_{1n} \\ \bar{Z}'_{21} & \bar{Z}'_{22} & \dots & \bar{Z}'_{2n} \\ \vdots & \vdots & \dots & \vdots \\ \bar{Z}'_{n1} & \bar{Z}'_{n2} & \dots & \bar{Z}'_{nn} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{I}_1 \\ \dot{I}_2 \\ \vdots \\ \dot{I}_n \end{bmatrix} \quad (3.114)$$

$$-\left[\frac{d\dot{V}}{dx} \right] = [\bar{Z}'] [\dot{I}] \quad (3.115)$$

Sendo,

$\dot{V}$, a tensão entre o condutor e o terra;

$\dot{I}$, a matriz das correntes nos condutores;

$\bar{Z}'$, a matriz das impedâncias de fase.

Tanto as impedâncias próprias, presentes na diagonal principal da matriz, quanto as impedâncias mútuas, que são as impedâncias de acoplamento entre os condutores sofrerão influência da resistividade do solo. Supondo uma linha com dois condutores perfeitamente horizontais acima do solo, tendo o ar como meio homogêneo (permeabilidade μ_0 e permissividade ϵ_0), a sua imagem em oposição simétrica abaixo do nível do solo, será como apresentado na Figura 22..

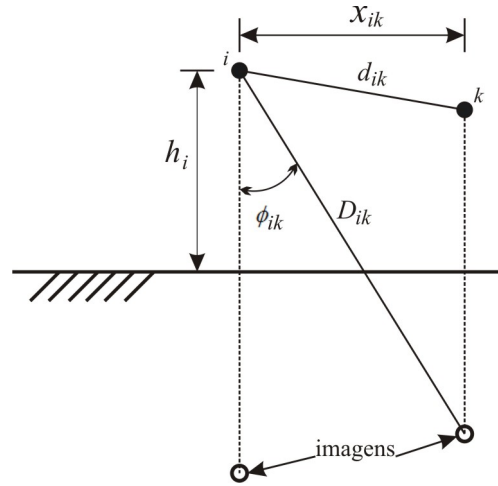


Figura 22 – Geometria considerada

Os fatores de compensação de Carson's, conforme as equações (3.116) e (3.117), devem ser aplicadas para a obtenção das corretas impedâncias próprias e mútuas dos condutores.

$$Z'_{ii} = (R_{i-\text{interno}} + \Delta R'_{ii}) + j \left[\left(\omega \frac{\mu_0}{2\pi} \ln \frac{2h_i}{r_i} + X'_{i-\text{interno}} \right) + \Delta X'_{ii} \right] \quad (3.116)$$

$$Z'_{ik} = Z'_{ki} = \Delta R'_{ik} + j \left[\left(\omega \frac{\mu_0}{2\pi} \ln \frac{D_{ik}}{d_{ik}} \right) + \Delta X'_{ik} \right] \quad (3.117)$$

Sendo;

$X'_{i-\text{interno}}$ a reatância do condutor i ;

$R'_{i-\text{interno}}$ a resistência do condutor i ;

ω a frequência angular em [rad/s];

h_i a altura média entre o condutor e a terra;

r_i	o raio do condutor i ;
D_{ik}	a distância entre o condutor i a imagem do condutor k ;
d_{ik}	a distância entre os condutores i e k ;
$\Delta R'_{nn}, \Delta X'_{nn}$	os fatores de correção de Carson's para retorno por terra.

Os fatores de correção de Carson's são calculados a partir de uma série infinita que é função do ângulo ϕ , ilustrado pela Figura 22, e da variável a definida por (3.118). Esta série pode ser aproximada quando o valor da resistividade do solo é grande o suficiente para um valor de $a > 5$.

$$a = 4\pi\sqrt{5} \cdot 10^{-4} \cdot D \cdot \sqrt{\frac{f}{\rho}} \quad (3.118)$$

Sendo,

D a distância entre o condutor e a sua própria imagem ($2h_i$), ou entre as imagens dos outros condutores (D_{ik});

ρ a resistividade do solo em $[\Omega \cdot m]$;

f a frequência em [Hz].

Assim sendo, os fatores de correção de Carson's são definidos como,

$$\Delta R'_{ii} = \left(\frac{\cos \phi}{a} - \frac{\sqrt{2} \cos \phi}{a^2} + \frac{\cos 3\phi}{a^3} + \frac{3 \cos 5\phi}{a^5} - \frac{45 \cos 7\phi}{a^7} \right) \cdot \frac{4\omega \cdot 10^{-4}}{\sqrt{2}} [\Omega/km] \quad (3.119)$$

$$\Delta X'_{ik} = \left(\frac{\cos \phi}{a} - \frac{\cos 3\phi}{a^3} + \frac{3 \cos 5\phi}{a^5} - \frac{45 \cos 7\phi}{a^7} \right) \cdot \frac{4\omega \cdot 10^{-4}}{\sqrt{2}} [\Omega/km] \quad (3.120)$$

A partir de todo este equacionamento, pode-se observar nitidamente a influência da resistividade do solo, a partir dos fatores de correção de Carson's. Tal constatação é de grande relevância para os estudos que tratam da influência da variação da resistividade do solo nos dispositivos de proteção. A correta operação de um relé de distância depende dos corretos ajustes, que por sua vez são baseados no cálculo dos parâmetros das linhas de transmissão (Dommel, 1992).

3.6 Considerações Finais

Esse capítulo apresentou uma análise teórica do comportamento do relé de distância durante a ocorrência das faltas que acontecem com maior frequência no sistema elétrico. Além disso, foram considerados os principais fatores que afetam o cálculo da impedância da linha até o ponto de falta como a resistência de falta, a fonte equivalente conectada atrás do relé, o fluxo de carga, a mútua de seqüência zero, a saturação dos TCs e a variação da resistividade do solo.

Cabe enfatizar que as influências dos fatores citados, em especial ao da mútua de seqüência zero e ao da resistividade do solo, passam a ser o foco dos estudos que serão apresentados nos próximos capítulos, tendo em vista às faltas do tipo fase-terra, tanto em circuitos simples quanto em circuitos duplos.

Capítulo 4

FUNDAMENTOS DA PROTEÇÃO NUMÉRICA APLICADA A LINHAS DE TRANSMISSÃO

4.1 Considerações Iniciais

Este capítulo apresenta a estrutura básica de um relé numérico, bem como as vantagens e desvantagens de sua aplicação quando comparado as gerações anteriores. Além disso, tem como objetivo primordial, apresentar os algoritmos, tanto os filtros numéricos quanto as características do relé, implementados computacionalmente, tendo em vista as comparações que serão realizadas nos próximos capítulos.

4.2 Relés Numéricos

Um relé numérico, que nos dias atuais se enquadra na categoria dos dispositivos denominados de IED - *Intelligent Electronic Devices*, dispõe da mais alta tecnologia aplicada à proteção de sistemas de potência. Além de um *hardware* robusto composto de diferentes blocos, incluindo circuitos de entrada e saídas analógicas e digitais, DSPs e memórias, o relé possui também uma engenharia de *software*, abrigando os mais diversos aspectos de processamento de sinais para a realização dos filtros numéricos, das medições e das

características operacionais da função ou das funções de proteção. Está ainda preparado para uma vasta gama de opções de comunicação com os outros dispositivos que compõem o sistema de proteção, o que possibilita atuações em alta velocidade, incluindo as lógicas de operação, bloqueio e teleproteção, bem como uma rápida transferência de uma grande massa de dados para sistemas de monitoramento e supervisão.

Os relés numéricos apresentam inúmeras vantagens em relação às gerações anteriores, tais como:

- a. Auto-diagnóstico, indicando a integridade das funções internas, o que aumenta a confiabilidade do sistema de proteção;
- b. Multi-funcionalidades;
- c. Comunicação com outros relés e centros de monitoramento e comando remoto;
- d. Registro de todas as ocorrências, bem como a gravação de oscilografias e eventos;
- e. Faixas de ajustes mais flexíveis o que possibilita a melhor adaptação ao sistema a ser protegido.
- f. Melhor custo benefício, em comparação com os antigos relés eletromecânicos;

Algumas desvantagens podem ser observadas:

- a. Necessidade de constantes upgrades em software;

4.2.1 Hardware

A Figura 23 ilustra um diagrama simplificado do *hardware* de um relé numérico.

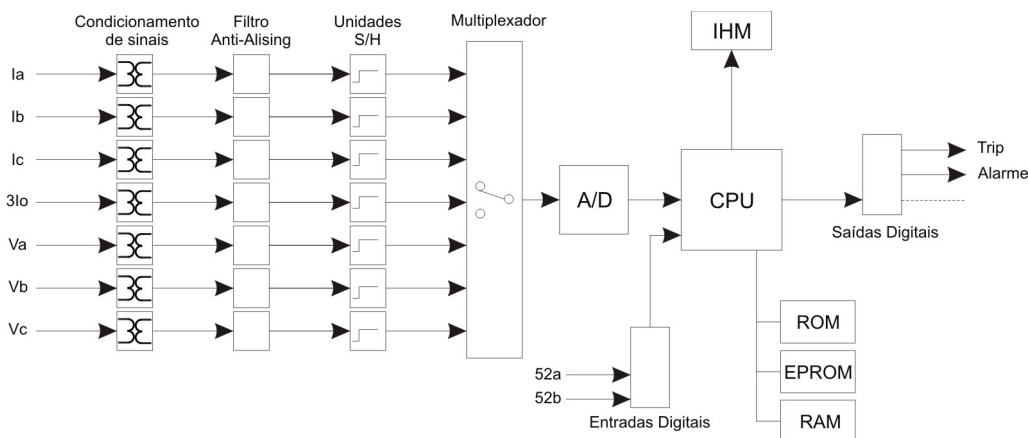


Figura 23 – Diagrama de funcionamento para um relé numérico

Praticamente todos os relés numéricos comerciais possuem as seguintes partes principais:

a) Condicionadores de sinais

Inicialmente, dá-se a leitura dos valores secundários de tensão e de corrente fornecidos pelos dispositivos de medição, através dos transformadores de corrente (TCs) e transformadores de potencial (TPs), instalados no terminal da linha protegida. O módulo de condicionamento de sinais analógicos gera sinais de tensão, da ordem de mV, proporcionais as formas de onda de tensão e corrente recebidos.

b) Filtros *anti-aliasing*

Os sinais provenientes do módulo de condicionamento reproduzem as mesmas formas distorcidas presentes no sistema. Estas apresentam várias componentes de alta frequência. Devido a limitações dos módulos de aquisição, estas frequências devem ser eliminadas para que não ocorra o fenômeno chamado de *aliasing*.

Este fenômeno ocorre quando o critério de Nyquist não é respeitado, ou seja, a mais alta frequência amostrada não é menor que a metade da frequência de amostragem. Se tal critério não for obedecido, as altas frequências não são corretamente detectadas e são

reconhecidas como componentes de baixa frequência, contaminando a amostragem com significantes erros que não podem ser eliminados posteriormente.

Desta forma estes sinais são aplicados a filtros *anti-aliasing*, os quais são filtros analógicos tipo passa-baixa passivos, *Butterworth* ou *Bessel*, de segunda ou terceira ordem. Quando os filtros digitais do relé são incapazes de eliminar as componentes DC, presentes nos sinais de corrente, estas também são eliminadas nesta etapa.

c) Amostragem

Os sinais analógicos são aplicados a unidades *Sample & Holding* - *S/H*, que amostram os sinais de fase no mesmo instante. Em seguida estes valores, capturados por cada *S/H*, são geralmente multiplexados dando entrada a um conversor analógico-digital (A/D), o qual digitaliza o valor instantâneo das formas de onda a uma frequência de amostragem que usualmente varia entre 480Hz a 6000Hz. As amostras são disponibilizadas ao microprocessador para que este possa processar os algoritmos residentes nas memórias.

d) Memórias

Estão associadas ao processador as seguintes memórias:

- RAM – *Random Access Memory*: armazena as amostras de entrada e o algoritmo de uso corrente pelo processador;
- ROM – *Read Only Memory*: armazena os algoritmos das funções de proteção, a inicialização do equipamento e o auto-diagnóstico periódico;
- EPROM – *Erasable Programmable Read Only Memory*: armazena os parâmetros de ajuste das funções, dos equipamentos protegidos e os registros das ocorrências, por longos períodos de tempo.

Os registros podem conter desde a simples discriminação dos eventos até as oscilografias nos períodos de pré e pós-falta, indispensáveis às análises posteriores (ANDERSON, P. M., 1998).

Os algoritmos residentes na memória do dispositivo podem ser divididos, por suas finalidades, em dois grandes grupos;

i) Algoritmos de filtragem: responsáveis em obter as informações necessárias como magnitude e ângulo de fase dos fasores de tensão e de corrente, dos quais irão derivar as demais informações, como frequência, impedância, direcionalidades, outros. Nesta etapa, podem ser usadas diversas ferramentas matemáticas, tais como algoritmos baseados em modelos de sistemas ou algoritmos baseados em filtros digitais (TDF de 1 ciclo, filtro cosseno, etc.) associados a filtros corretivos (eliminação da componente DC aperiódica, reamostragem, etc.).

ii) Algoritmos da proteção: são responsáveis por comparar as informações previamente obtidas dos fasores de tensão e corrente com os limiares de operação, contendo ou não temporizações, os quais são ajustados de acordo com as características do elemento a ser protegido. Estes algoritmos também são responsáveis por calcular as grandezas que serão comparadas, como a impedância no instante de falta, sendo os limiares de comparação definidos pelas formas características desenvolvidas pelos próprios fabricantes, incluindo as unidades de partida, zonas de operação, valores de alcance reativo e resistivo, acomodações de arco, bloqueios, etc.

4.2.2 Filtragem e Estimação de Fasores

Os algoritmos implementados com a finalidade de filtrar e estimar os fasores de corrente e de tensão são, em sua grande maioria, baseados na Transformada Discreta de Fourier (TDF). Destacam-se as TDF de ciclo completo e de meio ciclo, bem como algumas variações da TDF como são os filtros trigonométricos tipo seno e tipo cosseno de ciclo completo. Estes últimos são aplicados em muitos dos relés encontrados comercialmente.

São encontradas na literatura, ainda, outras formas de se estimar os fasores de tensão e de corrente, como o método dos mínimos quadrados, as funções de *Walsh*, algoritmos baseados nas equações diferenciais da linha de transmissão, filtragem de *Kalman* e decomposição *wavelet* (Phadke, 1998).

Os algoritmos apresentados calculam as magnitudes e os ângulos dos fasores com base em uma quantidade definida de amostras dentro de uma "janela de amostragem". Tão logo uma nova amostra se torna disponível, a mais antiga é descartada, gerando assim um procedimento conhecido como "janela deslizante". A Figura 24 ilustra o comportamento de uma janela de amostragem em um sinal senoidal.

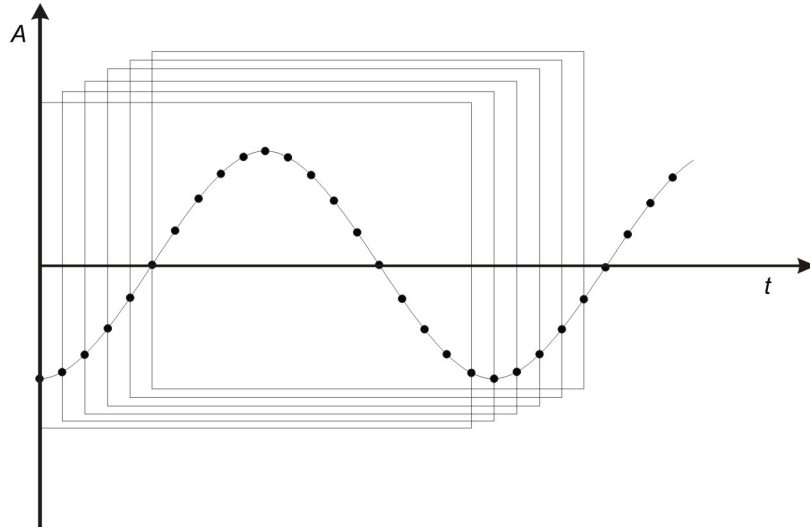


Figura 24 – Janela de amostragem

a) Transformada Discreta de Fourier de ciclo completo

O algoritmo TDF de ciclo completo, como diz o próprio nome, requer um ciclo completo da frequência fundamental, para que os fasores calculados apresentem valores confiáveis. Quando da ocorrência de uma descontinuidade na forma de onda amostrada, durante certo tempo a janela conterá amostras pré-falta e amostras pós-falta. Neste intervalo de tempo o fasor calculado não irá apresentar valores confiáveis. Assim sendo, é de se esperar que a janela se posicione totalmente no período logo pós o início da falta, de modo a apresentar valores confiáveis para uma tomada de decisão de trip. Este atraso estará necessariamente inserido ao tempo total do relé. Por outro lado, o algoritmo usando a TDF de um ciclo apresenta um bom comportamento, rejeitando a componente DC e os harmônicos de ordem par e ímpar.

O cálculo do fasor (módulo e ângulo) se dá a partir do cálculo dos coeficientes de Fourier, os quais são definidos pelas equações (4.1) e (4.2).

$$Y_C = \frac{2}{N} \sum_{k=1}^N y_k \cos \left[k \cdot \frac{2 \cdot \pi}{N} \right] \quad (4.1)$$

$$Y_S = \frac{2}{N} \sum_{k=1}^N y_k \sen \left[k \cdot \frac{2 \cdot \pi}{N} \right] \quad (4.2)$$

Sendo,

Y_C, Y_S o coeficientes de Fourier;

k o índice da amostra atual;

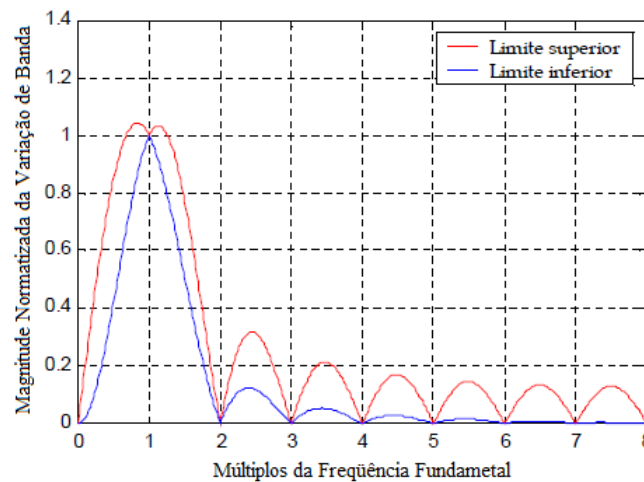
N o número de amostras por janela de amostragem.

Os fasores são definidos pelas equações (4.3) e (4.4), módulo e ângulo, respectivamente.

$$|\dot{V}| = \sqrt{[Y_C]^2 + [Y_S]^2} \quad (4.3)$$

$$\angle \theta = \tan^{-1} \left[\frac{Y_S}{Y_C} \right] \quad (4.4)$$

A resposta em frequência deste algoritmo, para $N = 16$, está ilustrada pela Figura 25.



Fonte: SILVEIRA P. M., SEABRA R., ZÜRN H. H., 2001

Figura 25 – Resposta em frequência do algoritmo tipo Fourier de ciclo completo

Embora a resposta em frequência apresente um bom comportamento à filtragem DC, cabe aqui mencionar que a componente DC aperiódica transitória que aparece na corrente de curto-circuito é uma fonte de erro. Em se tratando de um sinal variante no tempo, a resposta do filtro no tempo, apresentará uma oscilação, conforme Figura 26, que tem sido motivo de muitas pesquisas nos últimos anos (Gu, 2000). Tal oscilação se não for corretamente tratada poderá levar o relé de distância a uma atuação indevida. O uso de filtros analógicos, anteriores a aquisição amostral, tem sido a solução para tal problema.

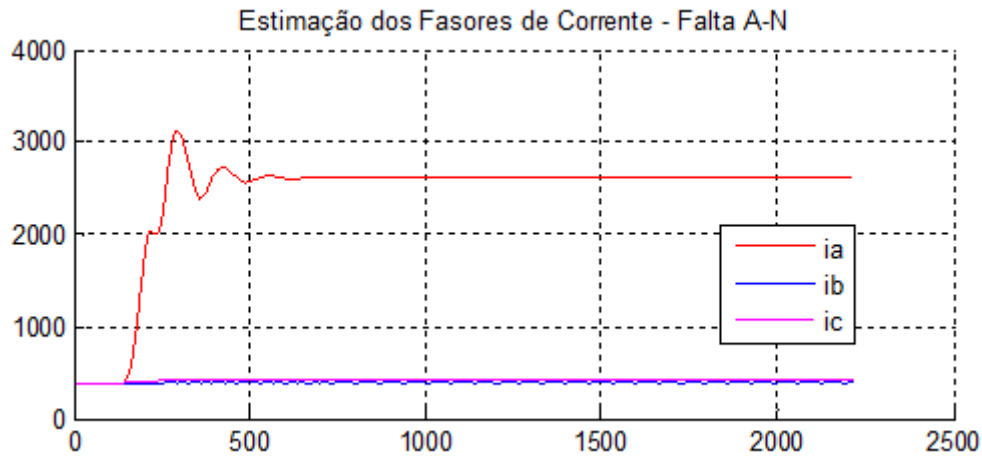


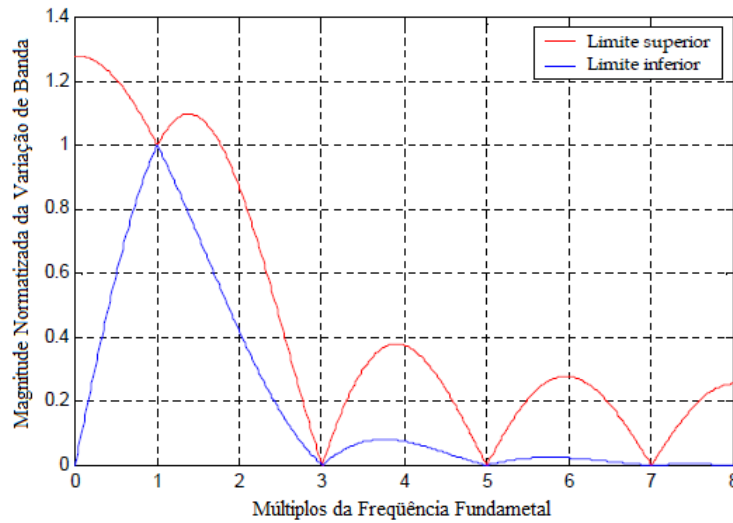
Figura 26 - Oscilação observada na estimação dos fasores

b) Transformada Discreta de Fourier de meio ciclo

Uma alternativa ao filtro TDF de janela completa é a TDF de meio ciclo. A estreita janela de amostragem resulta na inserção de um atraso menor (1/2 ciclo) em relação ao algoritmo anterior, pois a janela passa rapidamente pela região de descontinuidade. Entretanto, este algoritmo não rejeita satisfatoriamente as componentes DC e harmônicos de ordem par. Os coeficientes de Fourier são definidos pelas equações (4.5) e (4.6) e a resposta em frequência do filtro, pode ser vista na Figura 27.

$$Y_C = \frac{4}{N} \sum_{l=1}^{N/2} y_{\left(n - \frac{N}{2} + l\right)} \cos\left(l \cdot \frac{2 \cdot \pi}{N}\right) \quad (4.5)$$

$$Y_S = \frac{4}{N} \sum_{l=1}^{N/2} y_{\left(n - \frac{N}{2} + l\right)} \sen\left(l \cdot \frac{2 \cdot \pi}{N}\right) \quad (4.6)$$



Fonte: SILVEIRA P. M., SEABRA R., ZÜRN H. H., 2001

Figura 27 – Resposta em frequência do algoritmo tipo Fourier de meio ciclo

Pode-se observar que há um comprometimento entre a velocidade e a exatidão, ou seja: quanto mais rápido o método mais suscetível a erros este será. Uma forma de minimizar este problema é a colocação de filtros analógicos mais seletivos, o que resulta muitas vezes, em um encarecimento demasiado do projeto.

c) Filtro tipo cosseno de ciclo completo

O algoritmo cosseno de ciclo completo é uma variação da TDF de ciclo completo. O conjunto de amostras, referente à janela de amostragem, é calculado pela função cosseno e, ao invés do se calcular os coeficientes da função seno, utiliza-se os coeficientes já calculados para a função cosseno, nas amostras anteriores. Isto na realidade equivale a uma janela de amostragem defasada de 90°.

O algoritmo rejeita de forma satisfatória as componentes DC e harmônicos de ordem par e ímpar, exige menor esforço computacional, quando comparado ao TDF de ciclo completo, pois o coeficiente Y_s é obtido a partir de valores residentes na memória (Phadke, 1998).

$$Y_C = \frac{2}{N} \sum_{k=1}^N y_k \cos \left[k \cdot \frac{2 \cdot \pi}{N} \right] \quad (4.7)$$

$$Y_S = \frac{2}{N} \sum_{k=1}^N y_k \cos \left[(k - N/4) k \cdot \frac{2 \cdot \pi}{N} \right] \quad (4.8)$$

Pelo fato do algoritmo apresentar resposta semelhante ao algoritmo de Fourier de ciclo completo e exigir menor esforço computacional, ele é atualmente aplicado em muitos relés comercializados, sendo este, por conseguinte, utilizado nos estudos deste trabalho de dissertação.

4.3 Considerações Finais

Foi apresentada nesse capítulo a estrutura básica de um relé numérico, bem como os algoritmos usuais os quais podem ser encontrados em relés numéricos vendidos por diferentes fabricantes. Nos capítulos seguintes, ênfase é dada aos algoritmos de proteção, os quais utilizam os fasores estimados a partir dos filtros do tipo cosseno de ciclo completo, implementados para fins de simulação e análise. Isto se deve à sua relação entre velocidade e exatidão, o que resulta na melhor relação custo-benefício. Por esta razão, o mesmo é aplicado em grande parte dos relés numéricos em serviço.

Capítulo 5

ANÁLISE DE DESEMPENHO DOS ALGORITMOS DE PROTEÇÃO EM ESTUDO

5.1 Considerações iniciais

Este capítulo apresenta os resultados do desempenho de três algoritmos de proteção amplamente usados em relés de distância. A ênfase é dada ao desempenho dos algoritmos de proteção propriamente ditos e não aos filtros digitais. Muito embora a trajetória de uma impedância seja ditada principalmente pela filtragem utilizada, a mesma sofre também influência do modo como a impedância é calculada e compensada. Desse modo, utilizando-se a mesma filtragem (filtro cosseno de ciclo completo), foram analisados, três diferentes modos de tratamento para a obtenção da impedância calculada.

Mediante um variado número de testes, foram obtidas as curvas de atuação dos relés instalados nos terminais de uma linha dupla (circuito paralelo), considerando um circuito sob defeito e o outro em condições normais. Juntamente com a apresentação das curvas de atuação dos relés (trajetórias das impedâncias no diagrama R-X para cada *loop* de falta), para faltas ao longo da linha, faz-se também uma análise da influência dos diversos fenômenos associados aos eventos.

A forma quadrilateral para defeitos F-T tem sido a mais comum nos dias atuais, primeiro em razão da facilidade de implementá-los nos relés numéricos e, segundo, devido à sua capacidade de acomodação de grandes parcelas de resistência de falta. Assim sendo, os algoritmos estudados a seguir são aplicados a este tipo de característica.

5.2 Algoritmos implementados

Para fins de avaliação foram modelados, na plataforma Matlab, três algoritmos de proteção amplamente aplicados em dispositivos numéricos de proteção de distância. Estes algoritmos utilizam os mesmos fasores de tensão e de corrente obtidos pela aplicação de um filtro cosseno e estimam a impedância da linha do *loop* F-T, durante os primeiros instantes do curto-circuito.

5.2.1 Algoritmo A

O primeiro algoritmo, neste trabalho denominado de *algoritmo A*, baseia-se na filosofia desenvolvida para os relés eletromecânicos, cuja impedância do chamado *loop* fase-terra é calculado pelas expressões (5.1), (5.1) e (5.3).

$$\vec{Z}_{LoopAT} = \frac{\dot{V}_A}{\dot{I}_A + \vec{K}_0 \dot{I}_R} \quad (5.1)$$

$$\vec{K}_0 = \frac{\vec{Z}_0 - \vec{Z}_1}{3\vec{Z}_1} \quad (5.2)$$

$$\dot{I}_R = 3 \cdot \dot{I}_0 \quad (5.3)$$

Sendo,

$\vec{Z}_1$ e $\vec{Z}_0$ as impedâncias de seqüência positiva e zero da linha de transmissão protegida até o ponto de falta;

$\dot{I}_R$ a corrente residual obtida no neutro dos TCs;

$\vec{K}_0$ o fator de compensação de terra, cuja relevância foi amplamente discutida no capítulo 3.

A impedância calculada em cada *loop* de falta é comparada com os ajustes que definem os limiares de atuação da função de distância, no caso a característica quadrilateral, conforme ilustrado pela Figura 9 do capítulo 3 (Jiang, 2002; Warrington, 1974).

5.2.2 Algoritmo B

O segundo algoritmo, aqui denominado de *algoritmo B*, é implementado por relés numéricos de última geração, dedicados à proteção de linhas de transmissão. Esse algoritmo apresenta algumas particularidades, as quais foram possíveis devido às potencialidades de processamento dos novos relés. Uma delas é, por exemplo, o cálculo do valor da defasagem entre a corrente residual e a corrente total de falta, estimada, e a aplicação deste valor ao equacionamento da impedância no instante de falta (Schweitzer, 1993).

O limite reativo é obtido pela equação (5.4).

$$m \cdot |\vec{Z}_{linha}| = \frac{\text{Im} \left(\dot{V}_A \cdot \overline{\left(\dot{I}_R \cdot e^{jT} \right)} \right)}{\text{Im} \left(\frac{\vec{Z}_{linha}}{|\vec{Z}_{linha}|} \cdot \left(\dot{I}_A + \vec{K}_0 \cdot \dot{I}_R \right) \cdot \overline{\left(\dot{I}_R \cdot e^{jT} \right)} \right)} \quad (5.4)$$

Sendo:

$\vec{Z}_{linha}$ a impedância de seqüência positiva total da linha;

$\dot{I}_F = 3 \left(\dot{I}_2 + \dot{I}_0 \right) / 2$ a corrente total de falta (estimada);

$\dot{I}_R = \dot{I}_A + \dot{I}_B + \dot{I}_C$ a corrente residual;

$T = \angle \left(\dot{I}_F / \dot{I}_R \right)$ a diferença angular entre as grandezas mencionadas.

O limite resistivo é obtido pela equação (5.5).

$$R_{LoopAT} = \frac{\text{Im} \left(\dot{V}_A \cdot \overline{\left(\vec{Z}_{linha} \cdot \left(\dot{I}_A + \vec{K}_0 \cdot \dot{I}_R \right) \right)} \right)}{\text{Im} \left(\frac{3}{2} \cdot \left(\dot{I}_2 + \dot{I}_0 \right) \cdot \overline{\left(\vec{Z}_{linha} \cdot \left(\dot{I}_A + \vec{K}_0 \cdot \dot{I}_R \right) \right)} \right)} \quad (5.5)$$

5.2.3 Algoritmo C

O terceiro algoritmo, denominado *algoritmo C*, apresenta particularidades na compensação da impedância calculada. Na realidade a compensação é realizada não na impedância calculada e sim na forma quadrilateral expandindo-se as zonas de proteção para que o deslocamento da impedância seja compensado. O cálculo da impedância se dá pela equação (5.6).

$$\vec{Z}_{LoopAT} = \frac{\dot{V}_A}{\dot{I}_A} \quad (5.6)$$

Os limites reativos e resistivos da forma característica são compensados a partir dos valores obtidos pelas equações (5.7) e (5.8). A impedância composta é chamada de impedância de retorno por terra (ABB, 2006).

$$X_N = \frac{1}{3} \left(\frac{X_0 - X_1}{X_1} \right) \quad (5.7)$$

$$R_N = \frac{1}{3} \left(\frac{R_0 - R_1}{R_1} \right) \quad (5.8)$$

Onde:

X_1, X_0 reatâncias de seqüência positiva e zero do valor de ajuste da zona;

R_1, R_0 resistências de seqüência positiva e zero do valor de ajuste da zona.

A expansão da forma quadrilateral está ilustrada pela Figura 28, sendo que os elementos R_N e X_N compõem a zona expandida.

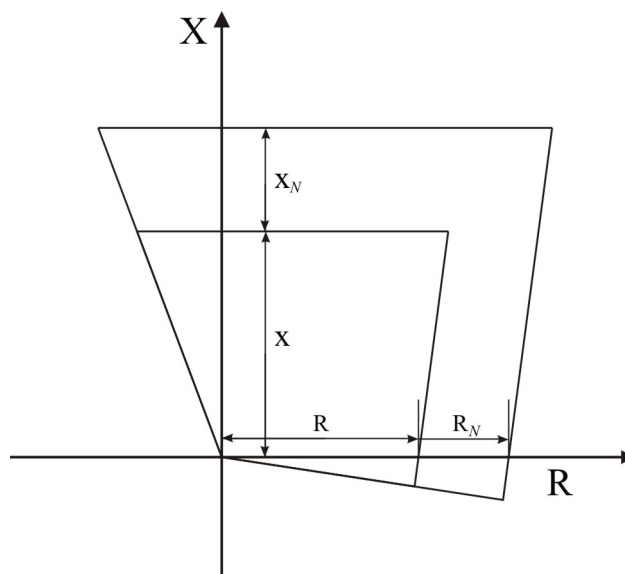


Figura 28 – Forma característica quadrilateral expandida

5.3 Desempenho de algoritmos de proteção de distância em circuitos duplos

Para se viabilizar a análise pretendida foi modelado no ATP um sistema elétrico constituído por linhas de transmissão representadas por parâmetros distribuídos e fontes equivalentes.

O sistema modelado faz parte do Sistema Interligado Nacional (SIN), sendo o foco do estudo as linhas entre as subestações de Araraquara e Ilha Solteira, as quais operam na tensão base de 440 kV e compartilham a mesma faixa de servidão em circuito paralelo por todo comprimento, em um total de 375,9 km. As linhas adjacentes às linhas em estudo, também são modeladas em um total 22 barras de transmissão e consumo e 7 barras de geração, como pode ser observado na Figura 29.

A condição operativa do sistema modelado é extraída de um fluxo de potência rodado para todo o sistema elétrico brasileiro em um instante de operação. As barras de interesse são mantidas com injeções de potência equivalentes nos terminais de fronteira.

5.3.1 Condições de contorno

São aplicadas 11 faltas do tipo fase-terra (F-T), sem abertura de fase, em diferentes posições espaçadas de 37,59 km, iniciando na barra local e terminando na barra remota.

Para as faltas citadas algumas considerações foram necessárias, a saber:

- a. Para que os valores das impedâncias não fossem mascarados, em virtude dos níveis de corrente simulados, bem como da estabilidade do algoritmo de filtragem digital para a estimação de fasores, não foram levados em conta a saturação de TCs;
- b. Para cada falta na linha de transmissão foram consideradas resistências de falta nos seguintes valores: 0, 5, 10 e 20 Ω , totalizando assim 44 faltas.
- c. Para cada falta foram geradas e registradas, em formato "pl4", as formas de onda das correntes e das tensões nas três fases, para os dois terminais da linha sã, bem como para os dois terminais da linha defeituosa, totalizando assim 176 casos e 1056 formas de onda.
- d. As formas de onda são registradas em uma taxa de 133 amostras por ciclo, a qual é atualmente encontrada em relés de última geração. A taxa de amostragem empregada varia de um fabricante a outro, havendo normalmente reamostragens para os filtros numéricos visando um menor esforço computacional. Para este trabalho as simulações visam o desempenho dos algoritmos, de forma que todas as formas de onda são amostradas com o mesmo número de pontos.

Os sinais obtidos para as duas linhas de transmissão possibilitam a constatação do comportamento dinâmico do valor da impedância calculada pelos relés instalados nas duas linhas, defeituosa e sã.

O diagrama completo de toda a rede modelada é ilustrado na Figura 29 e o esquemático das linhas de transmissão em estudo está ilustrado pela Figura 30.

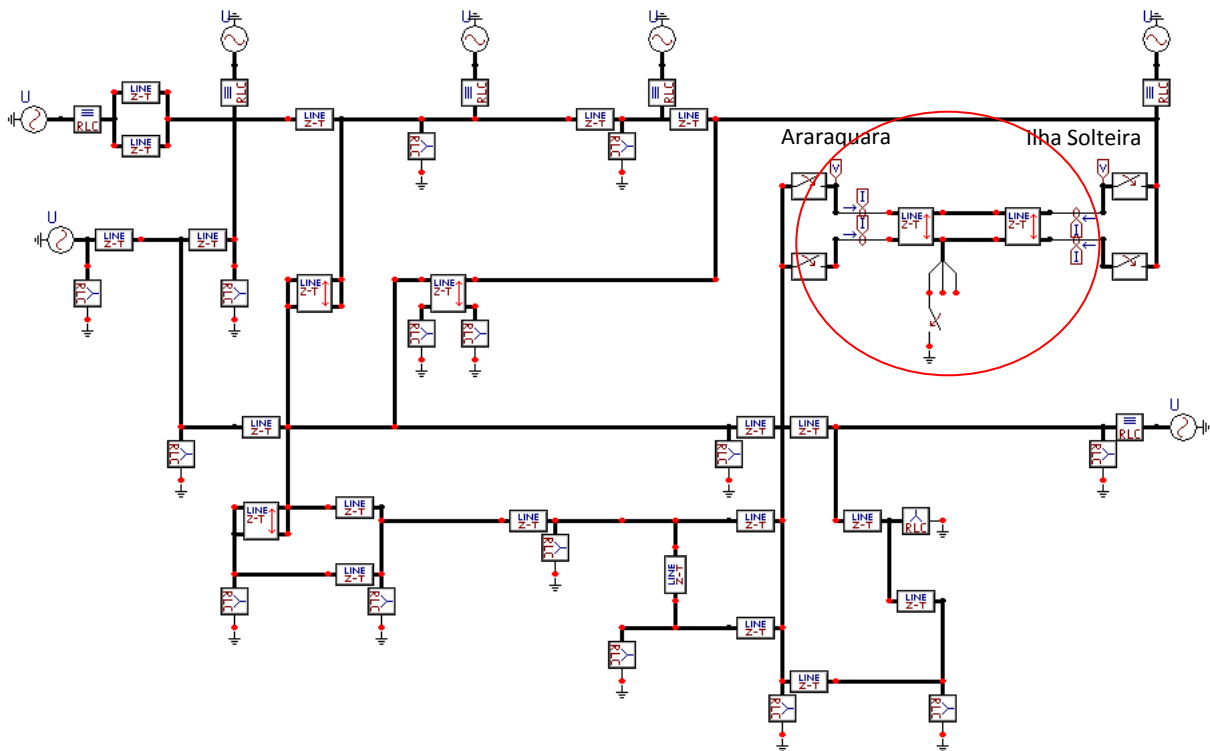


Figura 29 – Modelo implementado na plataforma ATP com detalhe para a linha em estudo

O sistema apresentado reproduz um instante operativo real, portanto, as impedâncias das fontes equivalentes conectadas as barras não são semelhantes, pois existem gerações mais próximas, eletricamente, à barra de Ilha Solteira, o que faz com que seu SIR seja, muito inferior ao do terminal de Araraquara

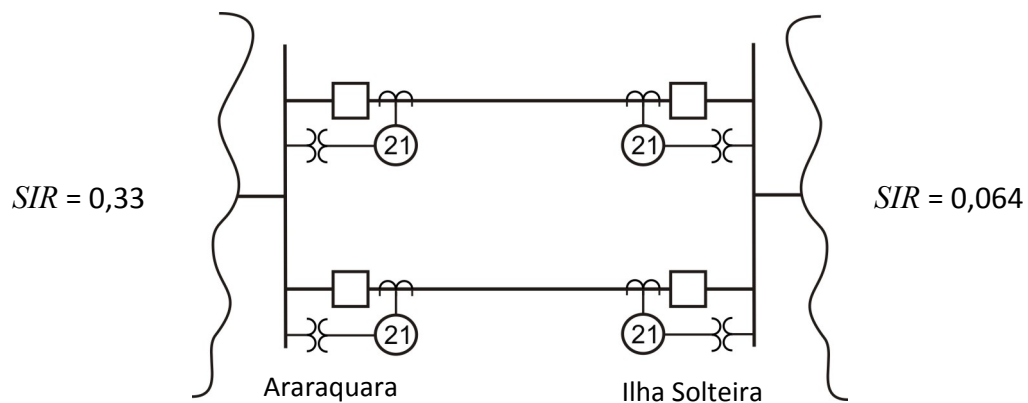


Figura 30 – Linhas paralelas protegidas

Os parâmetros das linhas de transmissão em estudo são apresentados na Tabela 1.

Tabela 1 – Parâmetros das linhas de transmissão em estudo.

Linha	Impedância Seqüência Positiva [Ω]	Impedância Seqüência Zero [Ω]	Mútua de seqüência Zero [Ω]
Ilha Solteira Araraquara	9,29+j115,58	139,35+j472,88	129,57+j292,64

As condições operativas são apresentadas pela Tabela 2 e pela Tabela 3.

Tabela 2 – Tensões nas barras

Barra	Tensão* [pu]
Araraquara	1,11∠ - 36,01°
Ilha Solteira	1,15∠ - 5,68°

*Base de cálculo: 230kV

Tabela 3 – Condição de fluxo pré-falta

Linha	Potência Ativa [MW]	Potência Reativa [MVar]
Ilha Solteira – Araraquara	313,80	12,31

Para cada caso simulado, as formas de onda registradas são posteriormente usadas para avaliação dos três algoritmos de proteção mencionados anteriormente. Os comportamentos destes são assim expressos por meio das curvas de atuação e das trajetórias da impedância no diagramas R-X.

Os alcances reativos das zonas de operação são ajustados para 0,8 pu na primeira zona e 1,2 pu na segunda zona.

5.4 Rotinas Computacionais da Proteção

O Matlab foi a plataforma computacional usada para implementar as rotinas necessárias a simulação dos relés de distância. Tal programa oferece as ferramentas necessárias ao tratamento dos sinais e para a programação dos algoritmos.

As rotinas programadas reproduzem o comportamento do relé, em estudo, frente às ocorrências simuladas no ATP, bem como a geração de gráficos que viabilizam uma análise detalhada dos fenômenos em estudo. Tais rotinas estão listadas abaixo:

- Filtragem e estimação dos fasores de tensão e corrente;

- Algoritmos de proteção (três modelos);
- Características do relé no diagramas R-X e comportamento da impedância estimada.

5.4.1 Aquisição de sinais

As formas de onda são obtidas das simulações no ATP e digitalizadas a uma taxa de amostragem de 133 amostras por ciclo, em amplitude referente aos valores secundários. Ademais, são registradas em forma de fasores de valores instantâneos, indexados ao tempo.

5.4.2 Filtragem e Estimação

A eliminação das componentes harmônicas presentes nos sinais distorcidos e da componente aperiódica decrescente, durante o instante de falta é realizada pelo filtro cosseno de ciclo completo, o qual estima os fasores de tensão e de corrente na frequência fundamental, não sofrendo relevantes interferências devido a componentes harmônicas e do offset DC.

5.4.3 Algoritmos de proteção implementados

São os modos operacionais mostrados na seção 5.2, os quais se resumem na maneira de calcular a trajetória da impedância durante a ocorrência do defeito, bem como no modo de compará-las às impedâncias réplicas estabelecidas pela característica quadrilateral.

5.5 Desempenho de algoritmos de proteção de distância em circuitos duplos

Inicialmente, cabe mencionar que a impedância mútua, presente entre linhas de transmissão de um circuito duplo ou triplo, afeta de forma significativa as correntes que fluem pelas mesmas quando da ocorrência de faltas fase-terra. De fato, mesmo com a transposição das linhas, não é possível eliminar a influência da mútua de seqüência zero. Assim sendo, durante uma falta envolvendo a terra em uma das linhas, a circulação da corrente de seqüência zero na linha sadia irá induzir uma tensão adicional de seqüência zero na linha sob defeito, influenciando a impedância calculada.

Desse modo o objetivo aqui é analisar o desempenho dos algoritmos quanto à mútua de seqüência zero, associando ainda outros elementos, tais como resistência de falta, posição da falta, fluxo de carga, etc.

5.5.1 Resultados das simulações

A seguir são apresentados os resultados do comportamento dos três algoritmos de proteção em evidência. Para tanto, tais resultados são divididos em três principais grupos, correspondentes aos algoritmos em estudo.

Para cada um dos três algoritmos serão apresentados os resultados das simulações realizadas para os quatro terminais, os dois da linha defeituosa e os dois da linha sã.

Serão utilizadas basicamente duas ferramentas visuais para a posterior análise:

- Curvas que expressam a variação do módulo da impedância calculada pelo relé para faltas aplicadas ao longo da linha, as quais serão comparadas a impedância real do trecho da linha entre o relé e o ponto de falta;
- Diagramas R-X com as trajetórias das impedâncias calculadas pelo relé para as faltas aplicadas no limiar de atuação das zonas de operação, ou para o pior caso observado.

Desse modo, gráficos e tabelas são apresentados primeiramente para os dois terminais da linha defeituosa e em seguida para os terminais da linha sã. As formas de onda de tensão e de corrente para todos os casos discutidos são apresentadas no apêndice A.

Após a apresentação dos resultados, obtidos para cada terminal, é realizada uma análise a respeito do comportamento do algoritmo em estudo, de forma que a associação das duas ferramentas de análise utilizadas torna-se indispensável, pois fornecem diferentes informações sobre o algoritmo.

As análises apresentadas têm ainda como objetivo traçar o comportamento dos algoritmos de forma a que se possa posteriormente inferir sobre suas vantagens e desvantagens frente às ocorrências da falta F-T sob a influência de fatores intrínsecos ao sistema, como: fluxo de carga, *infeed* remoto, indutância mútua, resistência de falta, etc.

5.5.2 Algoritmo A – Linha Defeituosa

a) Terminal de Ilha Solteira

A Figura 31 ilustra as curvas de atuação para as impedâncias calculadas pelo algoritmo A, durante a ocorrência de faltas F-T com a adição de resistências de falta. As tensões e as correntes foram medidas no terminal de Ilha Solteira para a linha defeituosa.

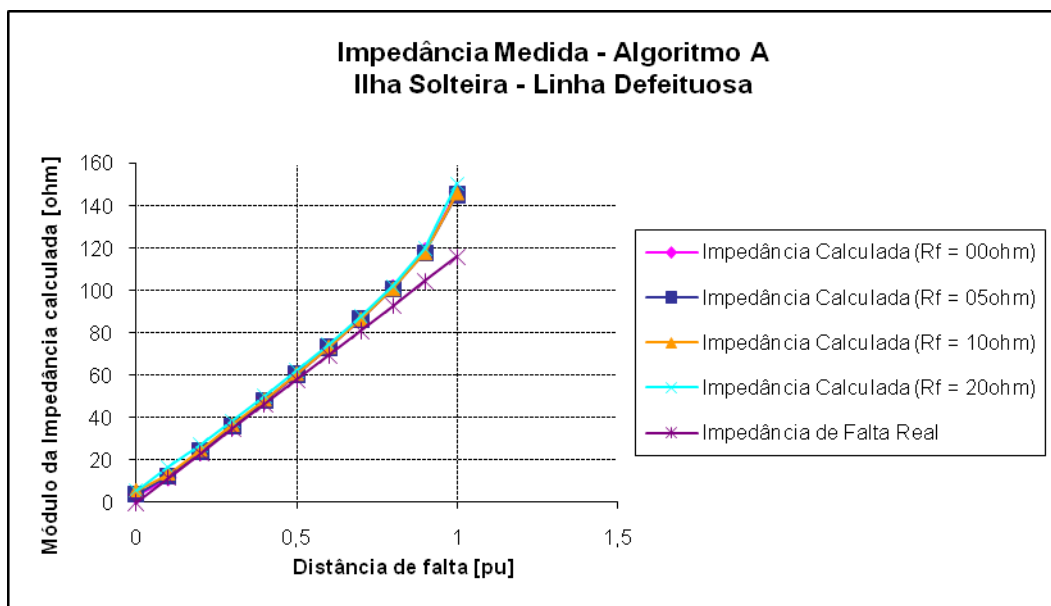


Figura 31 – Curvas de atuação do algoritmo A - Linha defeituosa – Terminal de Ilha Solteira

Pode-se observar o erro presente nas curvas de atuação da impedância calculada pelo algoritmo A quando estas são comparadas com a curva referente aos valores reais da impedância entre o dispositivo e o ponto de falta. À medida que o ponto de falta aproxima-se do terminal remoto o erro aumenta, o que pode levar a um sub-alcance de primeira zona. Por outro lado, o algoritmo não apresentou sensíveis variações devido aos valores das resistências de falta.

As figuras 32 e 33 ilustram as trajetórias das impedâncias calculadas nos *loops* A-T, B-T e C-T, durante a ocorrência das faltas simuladas a 0,8 pu do comprimento da linha defeituosa, para resistências de falta em valores de 0, 5, 10 e 20 Ω , respectivamente.

Com base na Figura 32 observa-se que o ponto de falta converge para segunda zona, o que caracteriza um sub-alcance de primeira zona, o que se deve ao efeito da indutância

mútua entre as linhas, pois neste caso não há resistência de falta e por consequência, não ocorrem os efeitos do fluxo pré-falta e do *infeed* remoto.

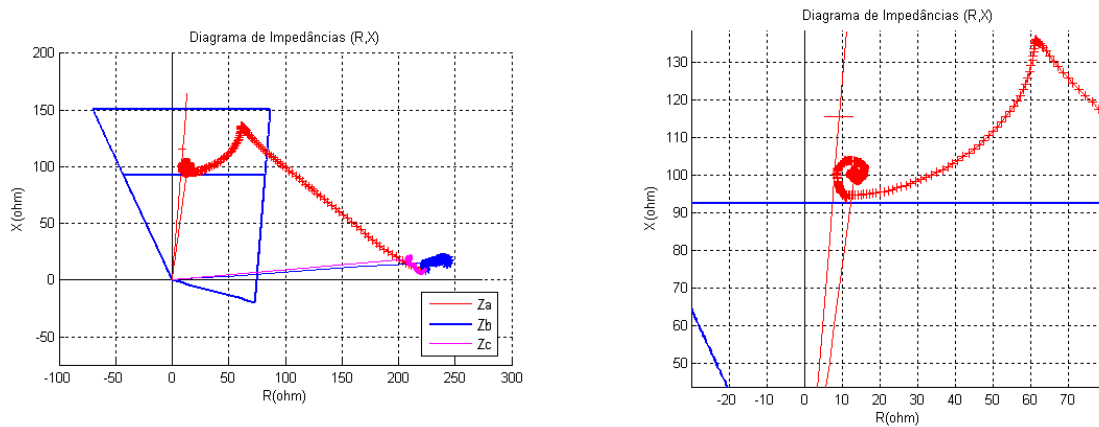


Figura 32 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo A – Linha defeituosa – Terminal de Ilha Solteira – $I = 0,8$ pu – $R_f = 0 \Omega$

Com base na Figura 33 observa-se um comportamento semelhante. O ponto de falta converge para a segunda zona o que caracteriza como sub-alcance da função, mas com uma parcela resistiva adicional, devido à resistência de falta adicionada.

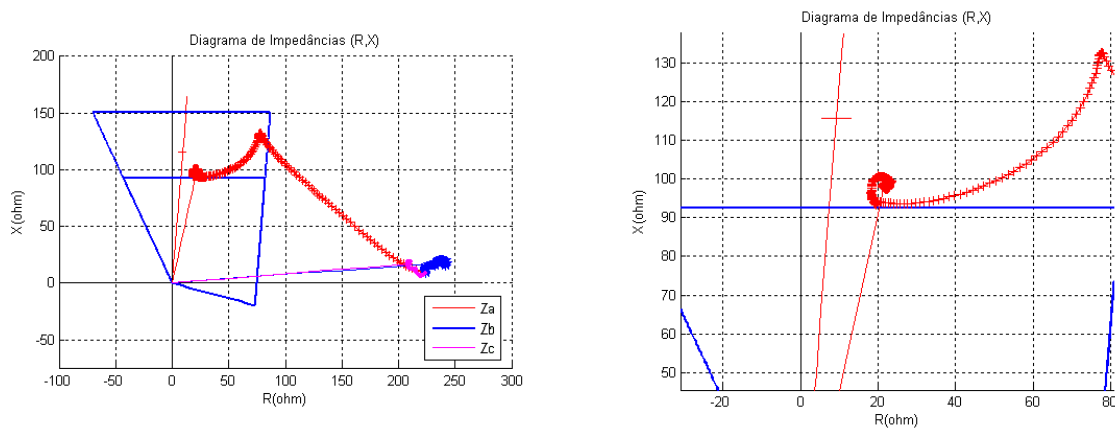


Figura 33 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo A – Linha defeituosa – Terminal de Ilha Solteira – $I = 0,8$ pu – $R_f = 5 \Omega$

Com base na Figura 34 observa-se uma parcela resistiva acentuada devido à resistência de falta adicional, a qual associada ao fluxo de potência exportado do terminal de Ilha Solteira resulta em um efeito de diminuição da parcela reativa na impedância calculada.

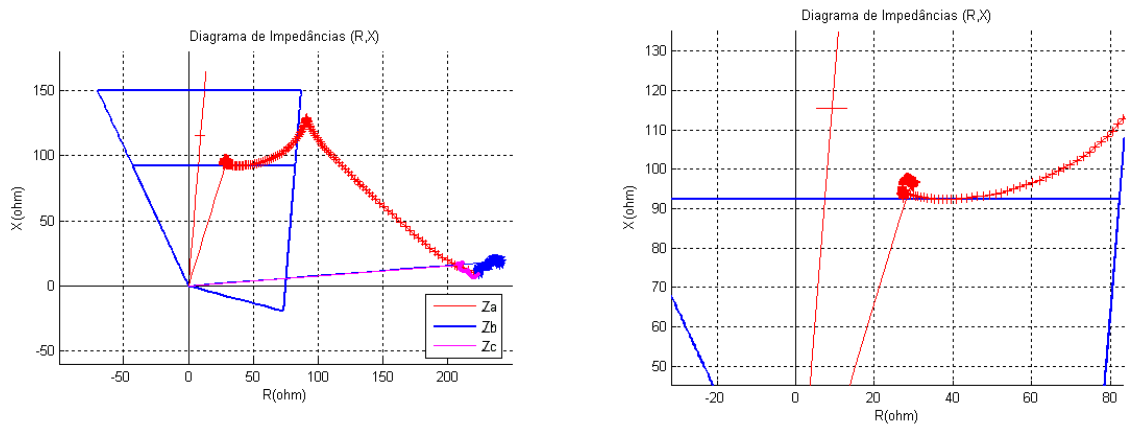


Figura 34 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo A – Linha defeituosa – Terminal de Ilha Solteira – $I = 0,8$ pu – $R_f = 10 \Omega$

Com base na Figura 35 observa-se que devido à alta parcela resistiva, associada ao efeito do fluxo exportado, ocorre uma diminuição da parcela reativa da impedância de falta calculada, de tal forma que a primeira zona acomoda a parcela resistiva do ponto de falta e o dispositivo poderá atuar corretamente.

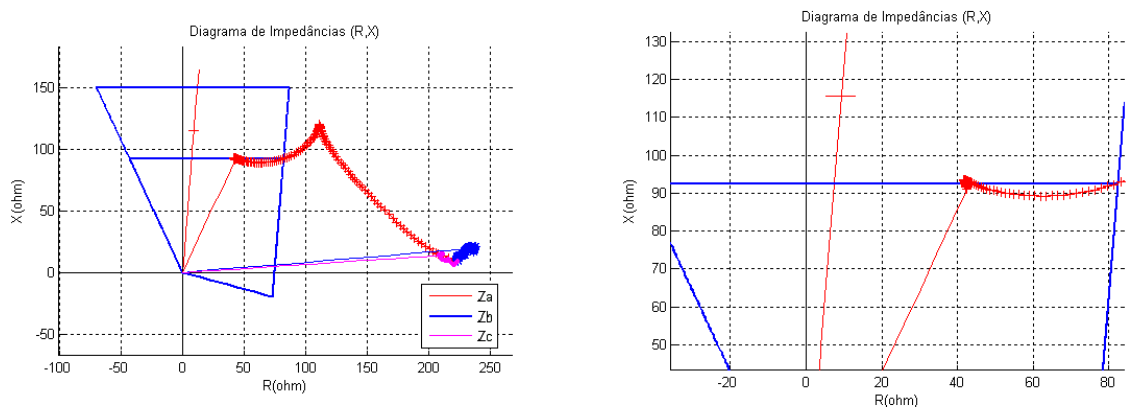


Figura 35 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo A – Linha defeituosa – Terminal de Ilha Solteira – $I = 0,8$ pu – $R_f = 20 \Omega$

Em uma análise geral, pode-se observar na Figura 31 que o módulo da impedância calculada para faltas aplicadas a 0,8 pu da linha, com diferentes resistências adicionais, mantém-se praticamente constante.

Os gráficos do diagrama R-X ilustram o comportamento até o ponto de acomodação da impedância calculada. Pode-se observar a forte influência da indutância mútua, e como esta induz um efeito de sub-alcance na primeira zona. Observa-se também que o ponto de

acomodação é excursionado em direção ao limite resistivo da zona de operação, na medida em que a resistência de falta aumenta.

Através da associação das informações obtidas pelas análises individuais, pode-se concluir que o efeito de sub-alcance ocasionado pela indutância mútua foi compensado pelos efeitos do severo fluxo de carga exportado e o *infeed* remoto, associados às resistências de falta. Nota-se que o módulo da impedância calculada mantém-se constante, mas sua defasagem angular é excursionada, em sentido horário, o que remete o ponto de acomodação para dentro da primeira zona de operação.

b) Terminal de Araraquara

A Figura 36 ilustra as curvas de atuação para as impedâncias calculadas pelo algoritmo A, durante a ocorrência de faltas F-T com a adição de resistências. As tensões e as correntes foram medidas no terminal de Araraquara para a linha defeituosa.

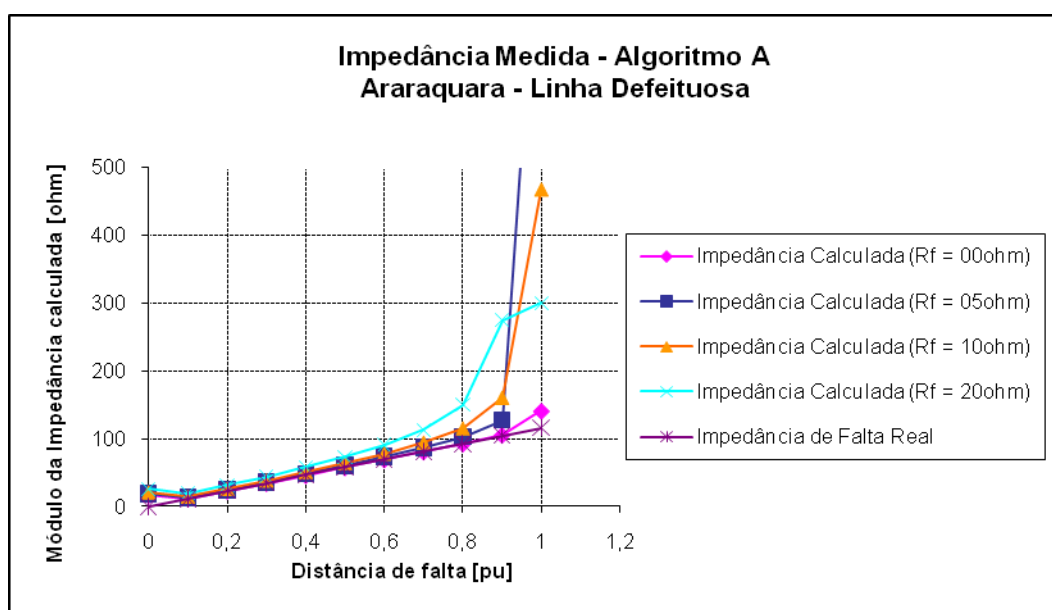


Figura 36 – Curvas de atuação do algoritmo A - Linha defeituosa – Terminal de Araraquara

Pode-se observar o erro presente nas curvas de atuação da impedância calculada pelo algoritmo A quando estas são comparadas à curva referente aos valores reais da impedância entre o dispositivo e o ponto de falta. À medida que o ponto de falta aproxima-se do terminal remoto o erro aumenta. O algoritmo apresentou sensíveis variações devido à variação da resistência de falta.

As figuras 37 a 38 ilustram as trajetórias das impedâncias calculadas nos *loops* A-T, B-T e C-T, durante a ocorrência de faltas simuladas a 0,8 pu do comprimento da linha defeituosa, para resistências de falta em valores de 0, 5, 10 e 20 Ω , respectivamente.

Conforme ilustrado pela Figura 37, as impedâncias calculadas para os pontos de operação pré-falta dos *loops* A-T, B-T e C-T se localizam no segundo quadrante devido ao fluxo importado pelo terminal. Com a falta na fase A o módulo da impedância do *loop* A-T tem o seu trajeto em direção a representação da impedância da linha de transmissão. Além disso, a impedância calculada neste terminal não sofre os efeitos da indutância mútua com a mesma intensidade que no terminal de Ilha Solteira.

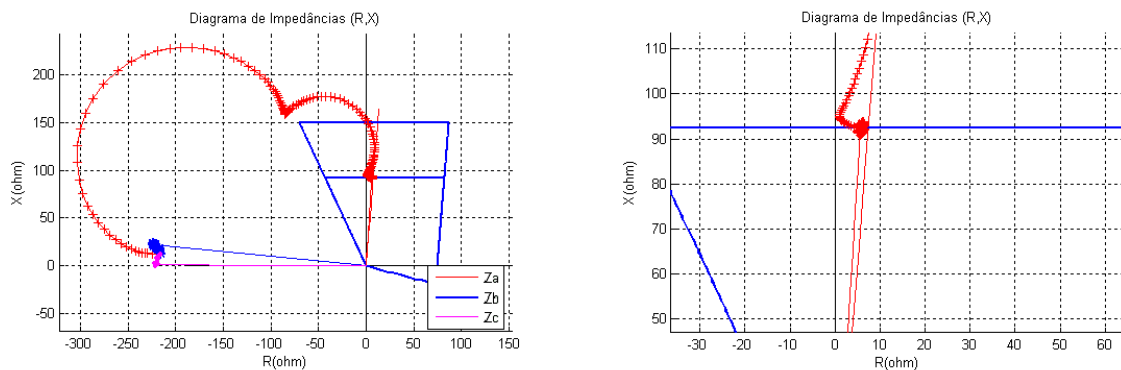


Figura 37 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo A – Linha defeituosa – Terminal de Araraquara – $I = 0,8$ pu – $R_f = 0 \Omega$

Com base na Figura 38 observa-se uma parcela resistiva adicional, devido à resistência de falta, a qual, associada ao fluxo de potência importado, resulta em um aumento da parcela reativa da impedância de falta calculada, resultando em um sub-alcance de primeira zona.

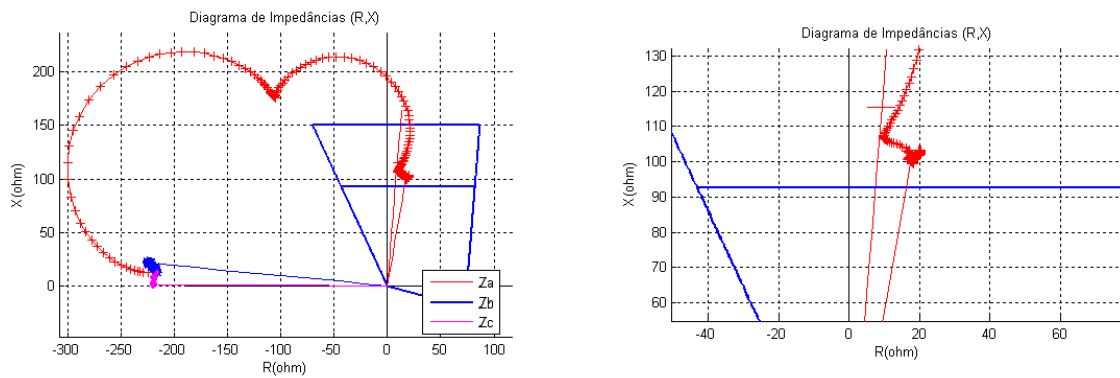


Figura 38 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo A – Linha defeituosa – Terminal de Araraquara – $I = 0,8$ pu – $R_f = 5 \Omega$

Com base na Figura 39 observa-se um comportamento semelhante ao observado na figura anterior. Nota-se claramente que devido à parcela resistiva adicional dada pela resistência de falta, associada ao fluxo de potência importado e *infeed* remoto, ocorre um aumento da parcela reativa da impedância de falta calculada.

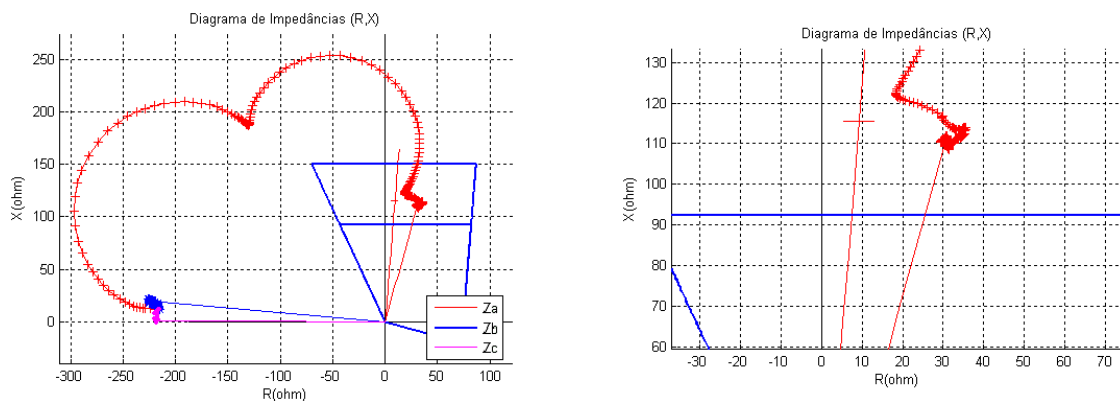


Figura 39 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo A – Linha defeituosa – Terminal de Araraquara – $I = 0,8$ pu – $R_f = 10 \Omega$

Com base na Figura 40 observa-se uma grande parcela resistiva associada ao ponto de falta, pelos mesmos motivos mencionados nos casos anteriores, acarretando em um severo sub-alcance de primeira zona.

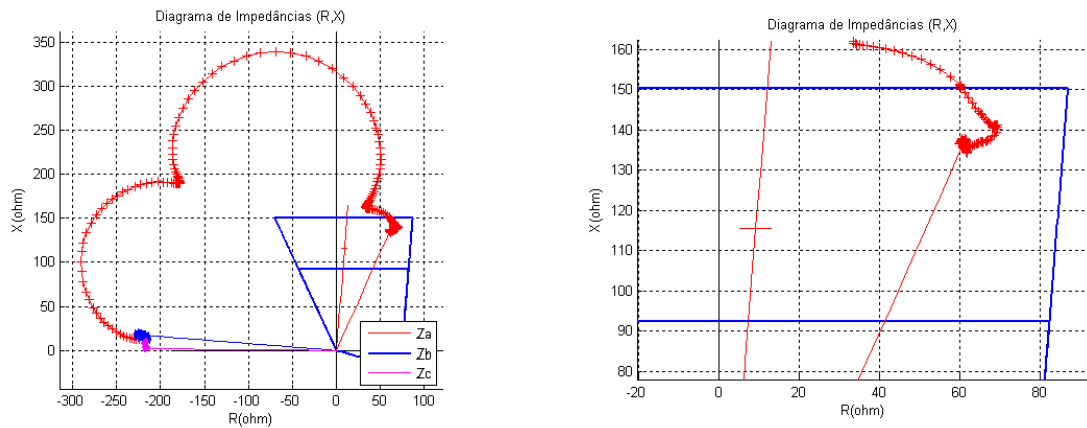


Figura 40 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo A – Linha defeituosa – Terminal de Araraquara – $I = 0,8$ pu – $R_f = 20 \Omega$

Em uma análise geral, observa-se que o algoritmo aplicado aos sinais extraídos do terminal de Araraquara sofre maior influência do efeito da associação da resistência de falta com o fluxo importado. Isto se dá devido à influência adicional da fraca fonte equivalente conectada a barra, pois esta agrava o sub-alcance da proteção do relé de distância (Roberts, 1993).

5.4.2 Algoritmo A – Linha Sã

a) Terminal de Ilha Solteira

A Figura 41 ilustra as curvas de atuação para as impedâncias calculadas pelo algoritmo A, durante a ocorrência de faltas F-T com a adição de resistências. As tensões e as correntes foram medidas no terminal de Ilha Solteira para a linha sã.

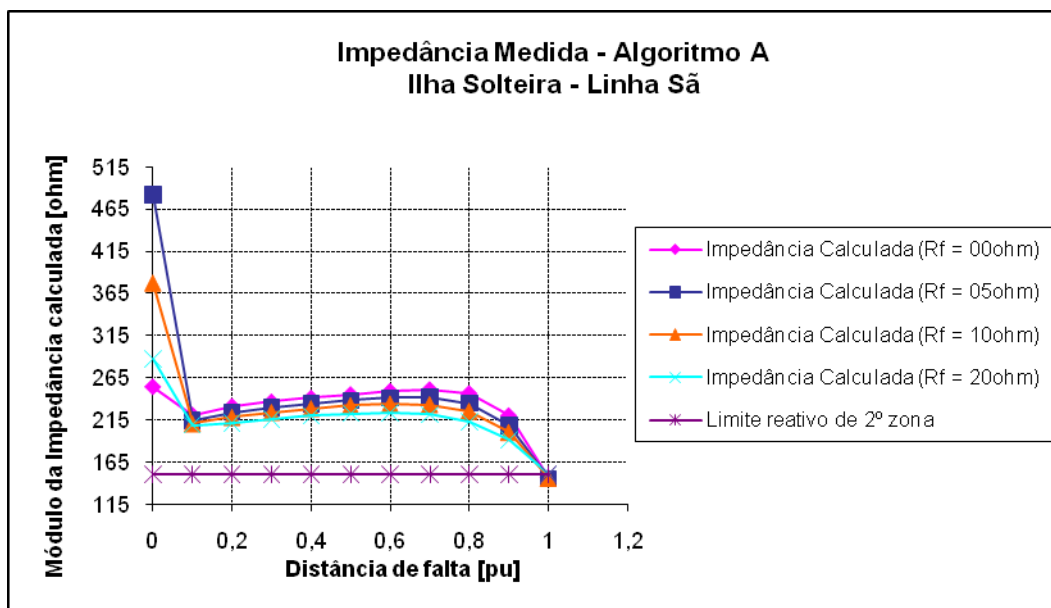


Figura 41 – Curvas de atuação do algoritmo A - Linha sã – Terminal de Ilha Solteira

Pode-se observar que o módulo da impedância calculada para faltas a 1 pu da linha defeituosa mostra-se como o pior caso, pois podem sensibilizar a segunda zona de atuação do relé instalado na linha sã. Esquemas de teleproteção podem ser aplicados para garantir a seletividade do sistema de proteção.

As figuras 42 a 43 ilustram as trajetórias das impedâncias calculadas, no terminal da linha sã, durante a ocorrência de faltas simuladas a 1 pu do comprimento da linha defeituosa, pior caso, para resistências de falta em 0, 5, 10 e 20 Ω , respectivamente.

Com base na Figura 42 observa-se que o ponto de falta converge para segunda zona, o que é esperado, pois o ponto de falta encontra-se no terminal remoto das duas linhas paralelas.

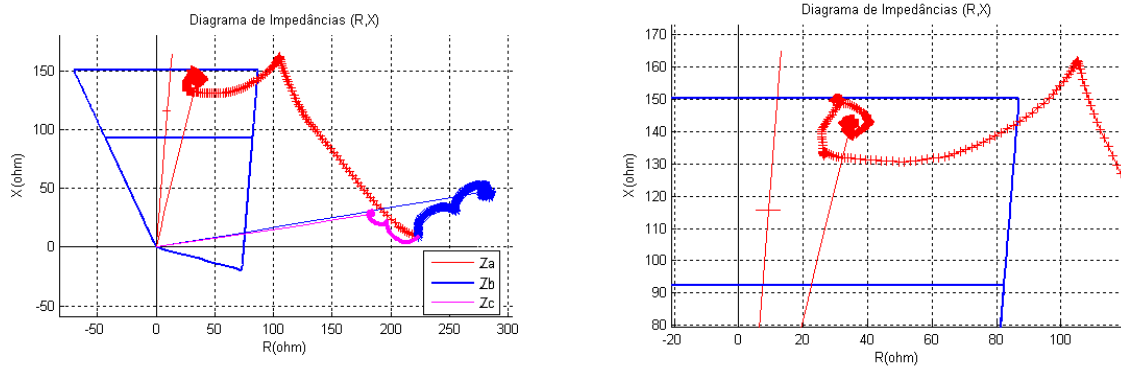


Figura 42 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo A – Linha sã – Terminal de Ilha Solteira – $I = 1 \text{ pu}$ – $R_f = 00 \Omega$

Com base na Figura 43 observa-se uma parcela resistiva adicional, devido à resistência de falta adicionada, a qual associada ao fluxo de potência exportado de Ilha Solteira resulta na redução da parcela reativa da impedância calculada. O ponto de falta encontra-se em segunda zona de proteção como esperado.

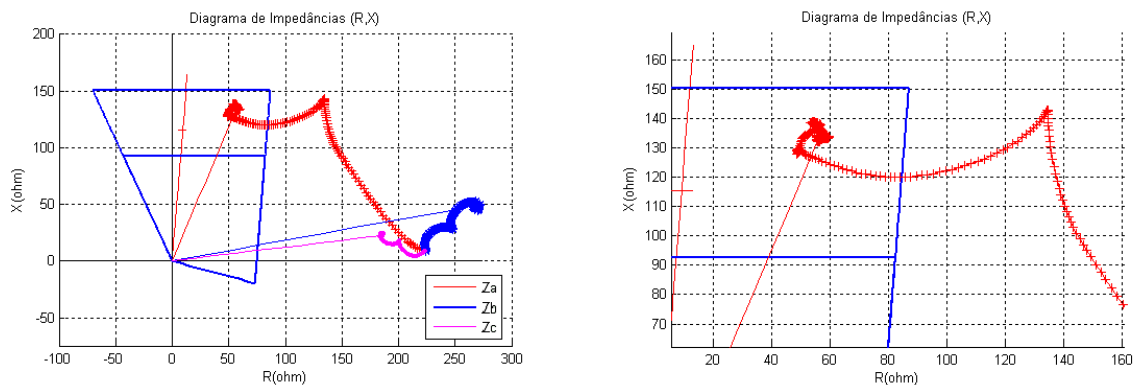


Figura 43 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo A – Linha sã – Terminal de Ilha Solteira – $I = 1 \text{ pu}$ – $R_f = 05 \Omega$

Com base na Figura 44 observa-se um comportamento semelhante ao ocorrido na figura anterior, porém com uma parcela resistiva adicional um pouco maior. Novamente devido o fluxo de potência exportado, o resultado se traduz em uma redução da parcela reativa da impedância calculada.

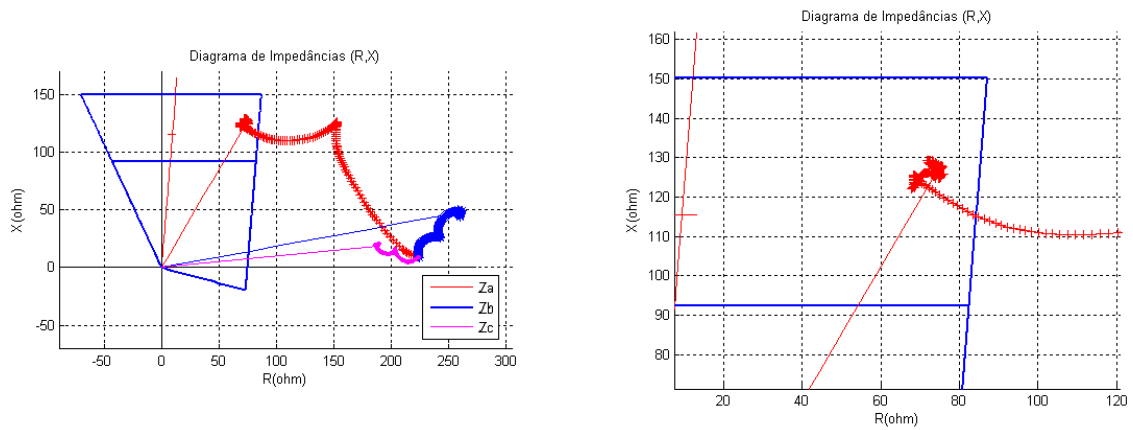


Figura 44 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo A – Linha sã – Terminal de Ilha Solteira – $I = 1$ pu – $R_f = 10 \Omega$

Com base na Figura 45 observa-se uma grande parcela resistiva, devido à resistência de falta considerada. Esta não pode ser acomodada pelo alcance resistivo da forma quadrilateral, de tal modo que o relé não é sensibilizado. Também se observa uma severa redução da parcela reativa da impedância de falta calculada.

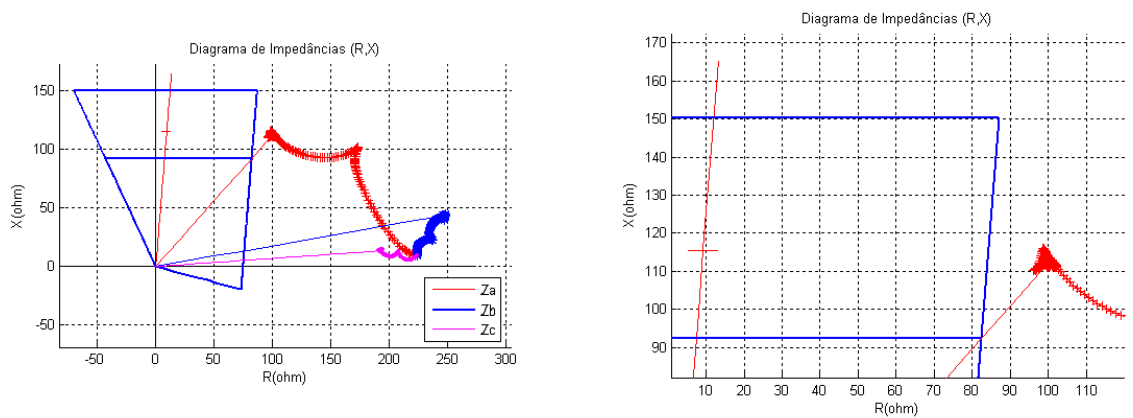


Figura 45 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo A – Linha sã – Terminal de Ilha Solteira – $I = 1$ pu – $R_f = 20 \Omega$

Em uma visão geral, pode-se observar que a impedância calculada para faltas a 1 pu são acomodadas pela segunda zona de operação do relé instalado na linha sã, como esperado. Para se garantir a seletividade do sistema usualmente emprega-se um esquema de teleproteção.

b) Terminal de Ilha Araraquara

A Figura 46 ilustra as curvas de atuação para as impedâncias calculadas pelo algoritmo A, durante a ocorrência de faltas F-T sob diferentes condições de resistências. As tensões e as correntes foram medidas no terminal de Araraquara para a linha sã.

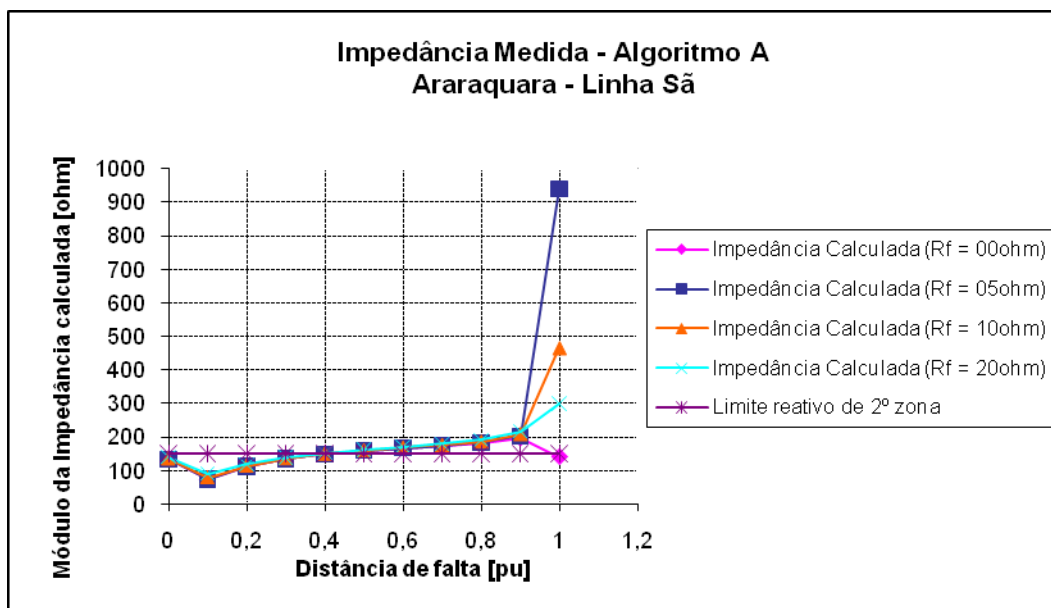


Figura 46 – Curvas de atuação do algoritmo A - Linha sã – Terminal de Araraquara

Pode-se observar que as curvas de atuação apresentam pouca sensibilidade à resistência de falta, sendo que a falta aplicada a 0,1 pu do terminal de Araraquara, na linha defeituosa, ocasionou o ponto de impedância mais próximo da forma característica.

Com base na Figura 47 observa-se que os pontos calculados da impedância de falta, para os quatro casos de resistência de falta, convergiram para fora da forma característica, em região reversa, não sensibilizando o relé.

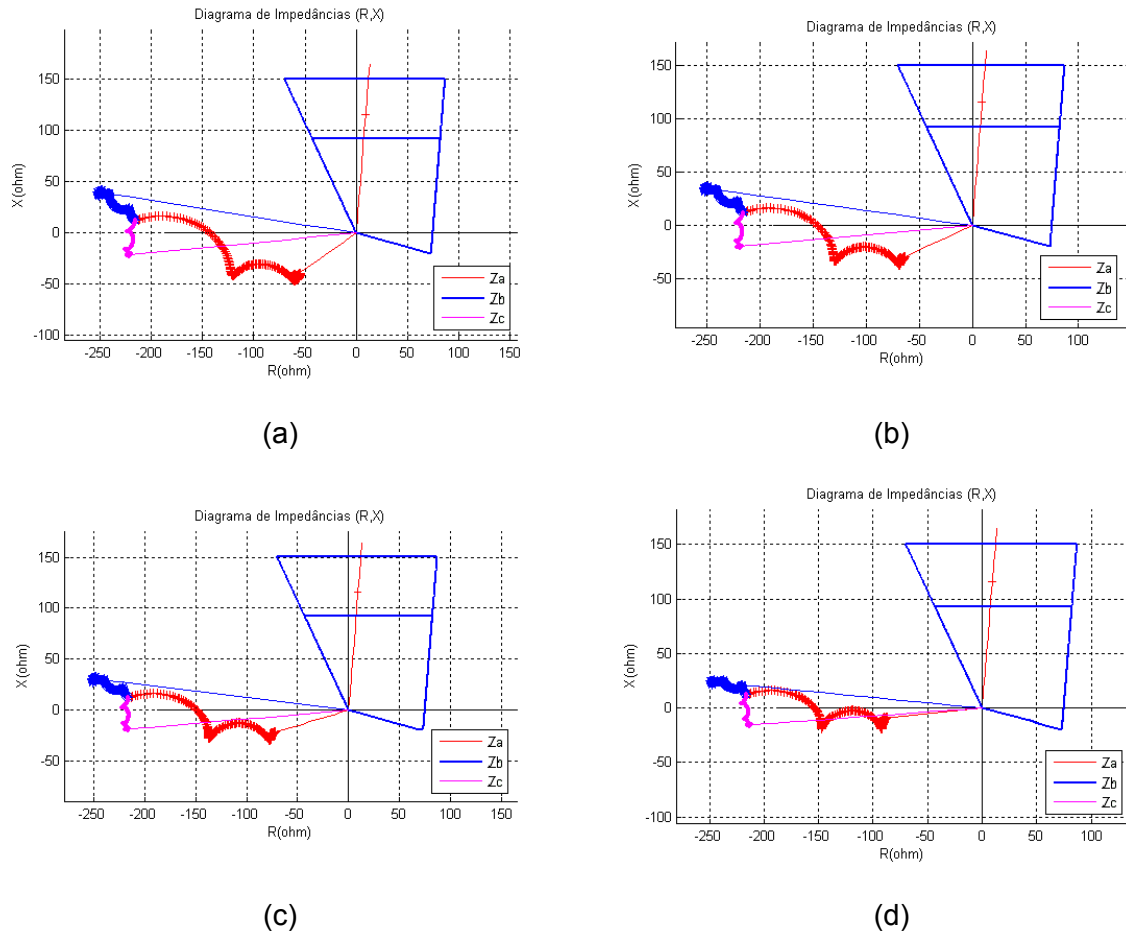


Figura 47 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo A – Linha sã – Terminal de Araraquara – $I = 0,1$ pu, (a) $R_f = 00 \Omega$, (b) $R_f = 5 \Omega$, (c) $R_f = 10 \Omega$, (d) $R_f = 20 \Omega$.

Os módulos das impedâncias calculadas para as faltas aplicadas a 0,1 pu apresentaram valores reduzidos, entretanto os pontos estabilizaram no terceiro quadrante, não sensibilizando o relé de distância.

5.4.3 Algoritmo B – Linha Defeituosa

a) Terminal de Ilha Solteira

A Figura 48 ilustra as curvas de atuação para as impedâncias calculadas pelo algoritmo B, durante a ocorrência de faltas F-T com a adição de resistências. As tensões e as correntes foram medidas no terminal de Ilha Solteira para a linha defeituosa.

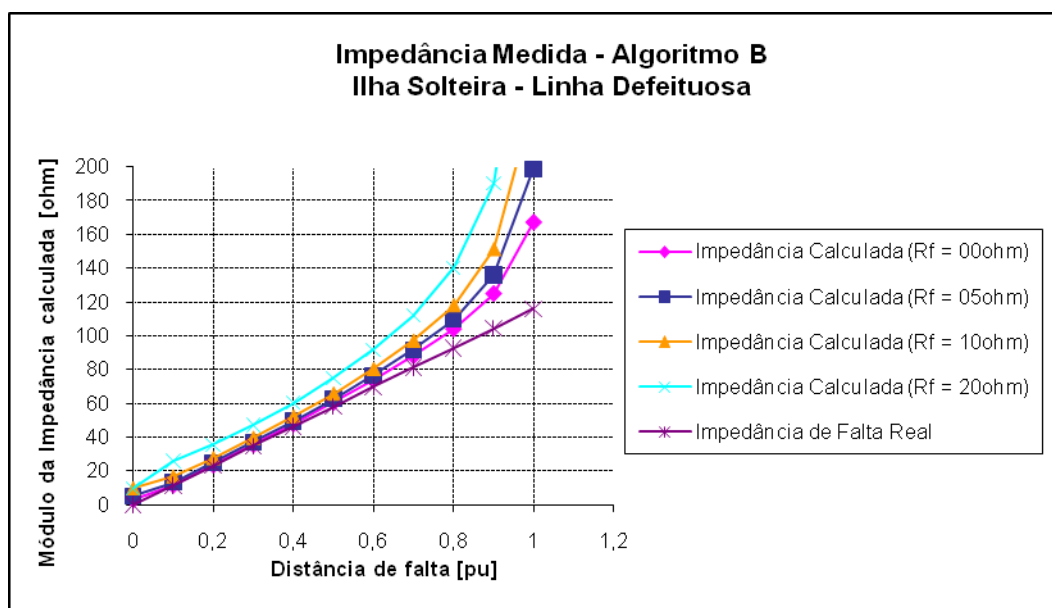


Figura 48 – Curvas de atuação do algoritmo B - Linha defeituosa – Terminal de Ilha Solteira

Pode-se observar o erro presente nas curvas de atuação da impedância calculada pelo algoritmo B quando estas são comparadas a curva referente aos valores reais da impedância entre o dispositivo e o ponto de falta. À medida que o ponto de falta aproxima-se do terminal remoto o erro aumenta, o que pode levar a um sub-alcance de primeira zona. O algoritmo apresentou sensíveis variações devido à variação da resistência de falta.

As figuras 49 e 50 ilustram as trajetórias das impedâncias calculadas nos *loops* A-T, B-T e C-T, durante a ocorrência das faltas A-T simuladas a 0,8 pu do comprimento da linha defeituosa, para resistências de falta em valores de 0, 5, 10 e 20 Ω , respectivamente.

Com base na Figura 49, como visto anteriormente para o algoritmo A, observa-se que o ponto de falta converge para segunda zona, o que caracteriza um sub-alcance de primeira zona. Isto se deve ao efeito da indutância mútua entre as linhas, pois neste caso não há resistência de falta e por conseqüência, não ocorrem os efeitos do fluxo pré-falta e do *infeed* remoto.

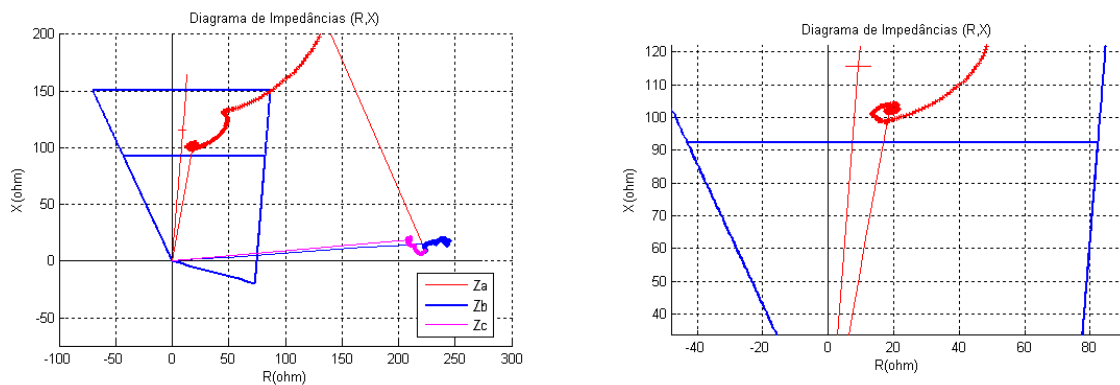


Figura 49 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo B – Linha defeituosa – Terminal de Ilha Solteira – $I = 0,8$ pu – $R_f = 0 \Omega$

Com base na Figura 50 observa-se que o ponto de falta converge para a segunda zona o que caracteriza o sub-alcance de primeira zona, porém com uma parcela resistiva adicional à impedância calculada, devido à resistência de falta adicionada.

O algoritmo apresenta-se pouco sensível ao efeito ocasionado pelo fluxo de carga exportado associado à resistência de falta, pois a parcela reativa do ponto de impedância calculado varia pouco.

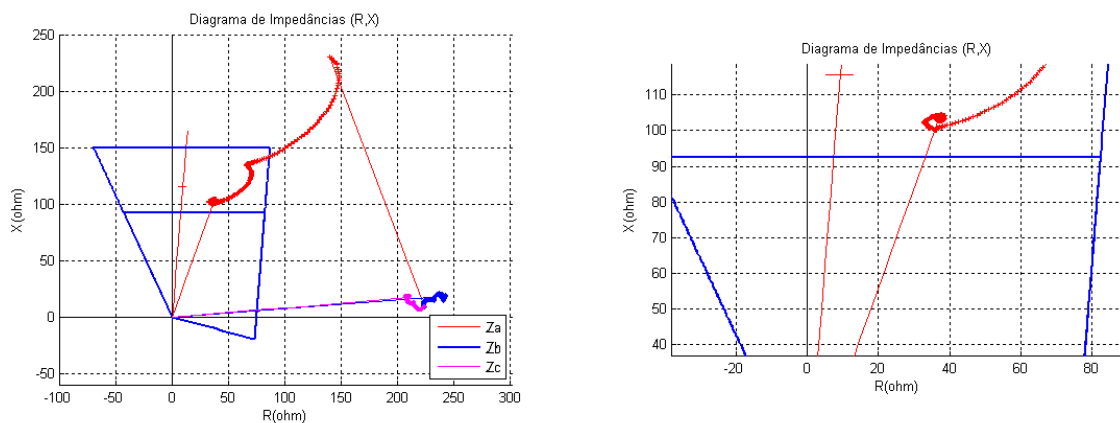


Figura 50 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo B – Linha defeituosa – Terminal de Ilha Solteira – $I = 0,8$ pu – $R_f = 5 \Omega$

Com base na Figura 51 observa-se novamente o mesmo comportamento do caso anterior. Ocorre o sub-alcance de primeira zona, mas com uma maior parcela resistiva adicional.

O algoritmo mantém o comportamento anterior e continua pouco sensível ao efeito ocasionado pelo fluxo de carga exportado associado à resistência de falta.

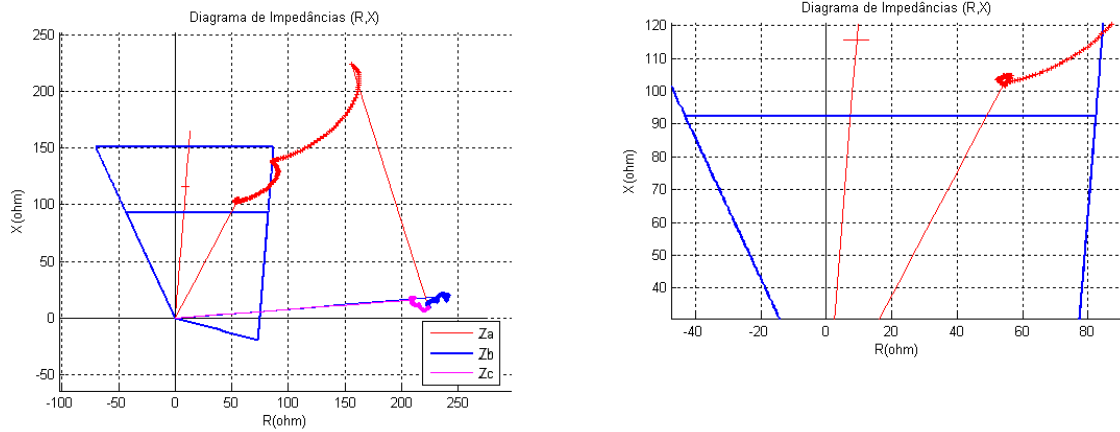


Figura 51 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo B – Linha defeituosa – Terminal de Ilha Solteira – $I = 0,8$ pu – $R_f = 10 \Omega$

Com base na Figura 52 observa-se uma grande parcela resistiva da impedância calculada para o ponto de falta devido à resistência adicional. Entretanto, nota-se que esta parcela é maior que o valor adicionado. O que resulta na não acomodação do ponto de falta pela forma característica, de modo a não sensibilizar a proteção de distância. O algoritmo mantém o comportamento anterior, continua pouco sensível ao efeito ocasionado pelo fluxo de carga exportado associado à resistência de falta.

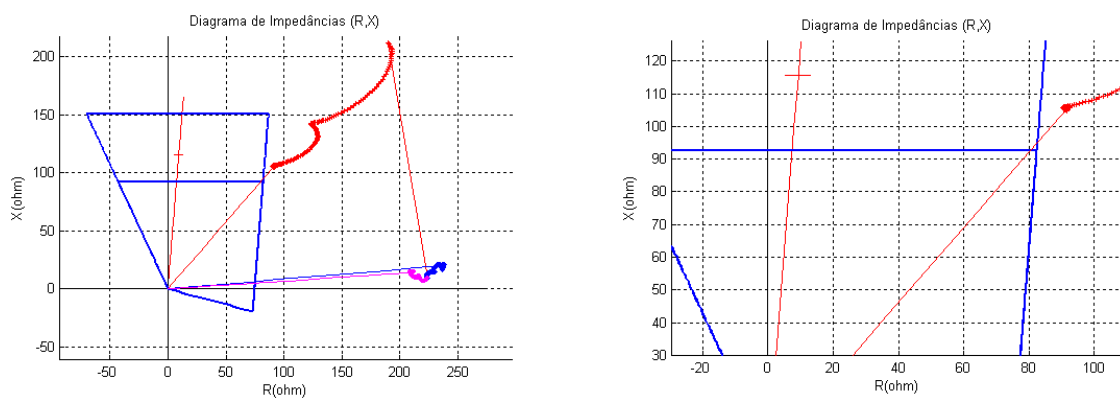


Figura 52 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo B – Linha defeituosa – Terminal de Ilha Solteira – $I = 0,8$ pu – $R_f = 20 \Omega$

Em uma visão geral o algoritmo apresentou-se sensível ao efeito da indutância mútua pois sub-alcançou em primeira zona para todos os casos, entretanto mostrou-se insensível a variação do efeito do fluxo de carga e *infeed* remoto associados a resistências de falta.

b) Terminal de Araraquara

A Figura 53 ilustra as curvas de atuação para as impedâncias calculadas pelo algoritmo B, durante a ocorrência de faltas F-T com a adição de resistências. As tensões e as correntes foram medidas no terminal de Araraquara para a linha defeituosa.

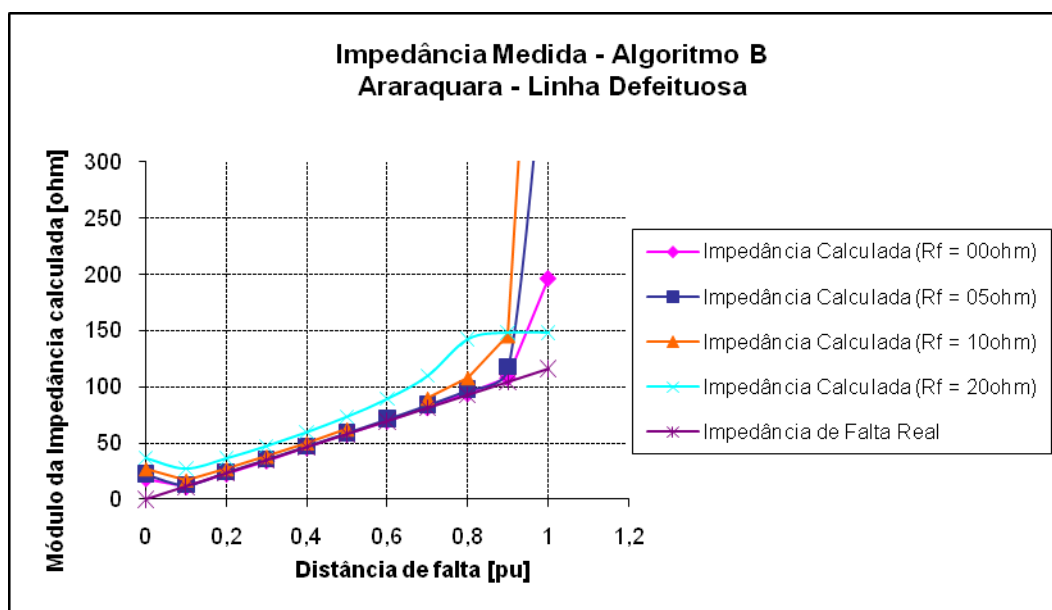


Figura 53 – Curvas de atuação do algoritmo B - Linha defeituosa – Terminal de Araraquara

Pode-se observar o erro presente nas curvas de atuação da impedância calculada pelo algoritmo B quando estas são comparadas com a curva referente aos valores reais da impedância entre o dispositivo e o ponto de falta. À medida que o ponto de falta aproxima-se do terminal remoto o erro aumenta. O algoritmo apresentou maior sensibilidade à variação da resistência de falta entre 10 e 20 Ω .

As figuras 54 a 55 ilustram as trajetórias das impedâncias calculadas durante a ocorrência de faltas simuladas a 0,8 pu do comprimento da linha defeituosa, para resistências de falta em 0, 5, 10 e 20 Ω , respectivamente. Com base na Figura 54 observa-se que o ponto de falta converge para uma região de incerteza em segunda zona de operação, havendo a possibilidade de uma atuação em sub-alcance de primeira zona. Como observado no terminal

de ilha solteira, isto se deve ao efeito da indutância mútua entre as linhas, pois neste caso não há resistência de falta e por consequência, não ocorrem os efeitos do fluxo pré-falta e do *infeed* remoto.

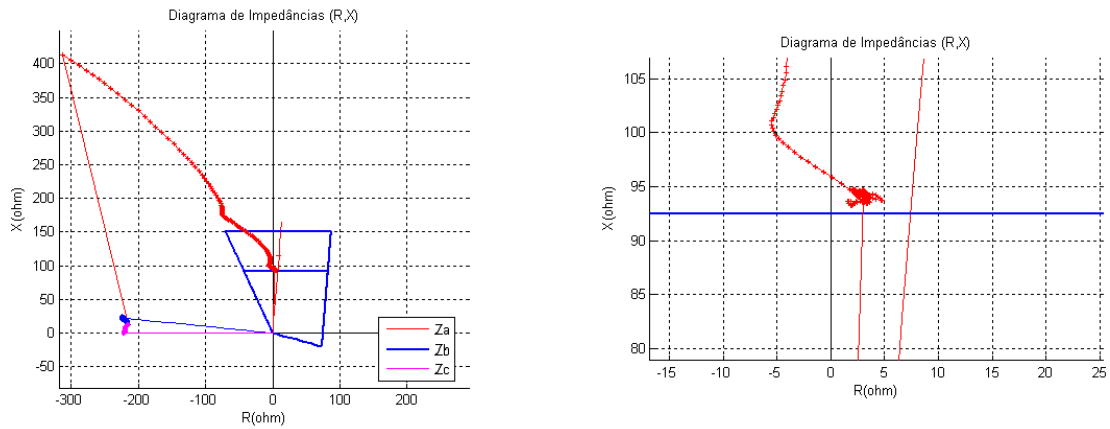


Figura 54 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo B – Linha defeituosa – Terminal de Araraquara – $I = 0,8$ pu – $R_f = 0 \Omega$

Na Figura 55 observa-se uma parcela resistiva adicional, devido à resistência de falta adicionada. A forma quadrilateral acomoda a resistência de falta e o algoritmo apresenta baixa sensibilidade ao efeito do fluxo de importado. Aqui também há uma incerteza na atuação do relé, uma vez que a falta está exatamente no limiar de alcance, muito embora, para o presente estudo pode-se considerar uma atuação corretamente.

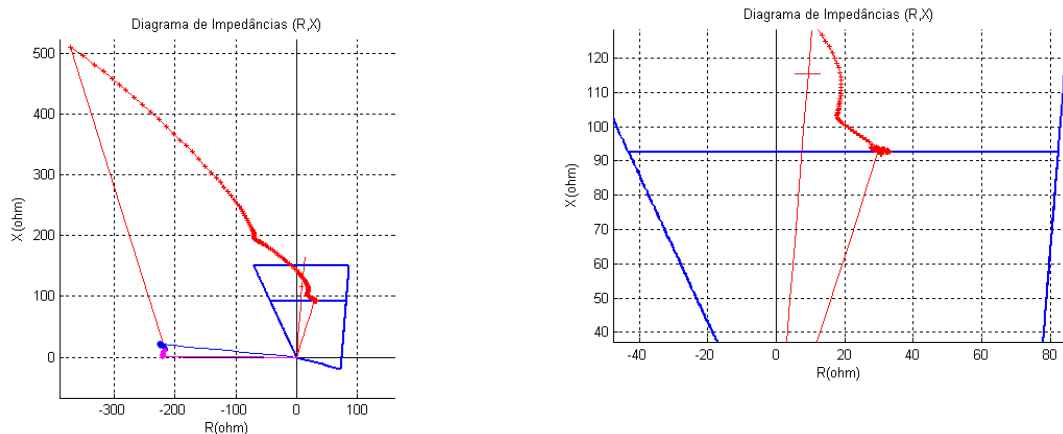


Figura 55 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo B – Linha defeituosa – Terminal de Araraquara – $I = 0,8$ pu – $R_f = 5 \Omega$

Com base na Figura 56 observa-se um comportamento semelhante ao observado no caso anterior. A forma quadrilateral acomoda a resistência de falta e o algoritmo apresenta baixa sensibilidade ao efeito do fluxo importado. O relé atua corretamente.

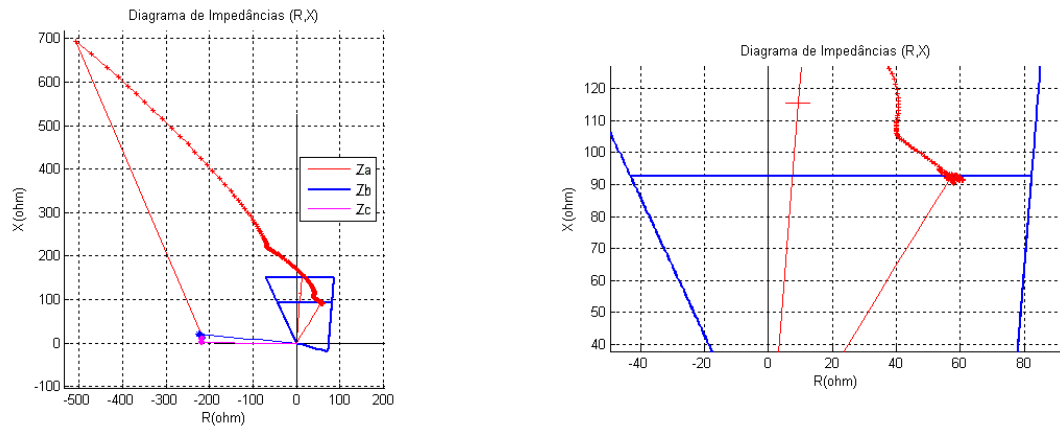


Figura 56 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo B – Linha defeituosa – Terminal de Araraquara – $I = 0,8$ pu – $R_f = 10 \, \Omega$

Finalmente, com base na Figura 57 observa-se uma grande parcela resistiva na impedância de falta calculada. Para tal caso, o alcance resistivo da forma quadrilateral não consegue acomodar tal erro, e o relé não é sensibilizado.

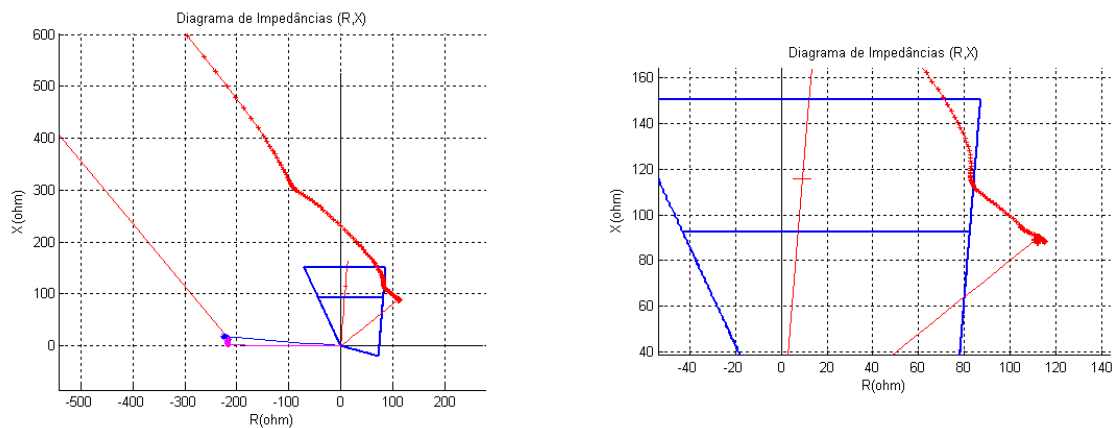


Figura 57 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo B – Linha defeituosa – Terminal de Araraquara – $I = 0,8$ pu – $R_f = 20 \, \Omega$

De uma forma geral o algoritmo comporta-se como observado no terminal de Ilha Solteira, ou seja, apresentou-se sensível ao efeito da indutância mútua pois sub-alcançou em primeira zona para todos os casos, entretanto mostrou-se insensível a variação do efeito do fluxo de carga e *infeed* remoto associados a resistências de falta.

5.4.4 Algoritmo B – Linha Sã

a) Terminal de Ilha Solteira

A Figura 58 ilustra as curvas de atuação para as impedâncias calculadas pelo algoritmo B, durante a ocorrência de faltas F-T com a adição de resistências. As tensões e as correntes foram medidas no terminal de Ilha Solteira para a linha sã.

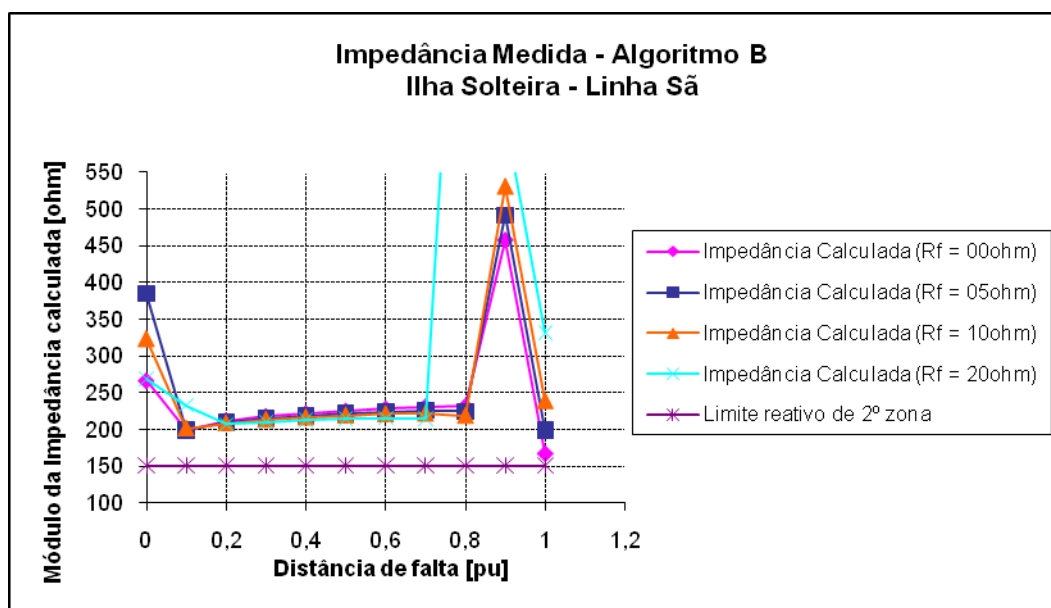


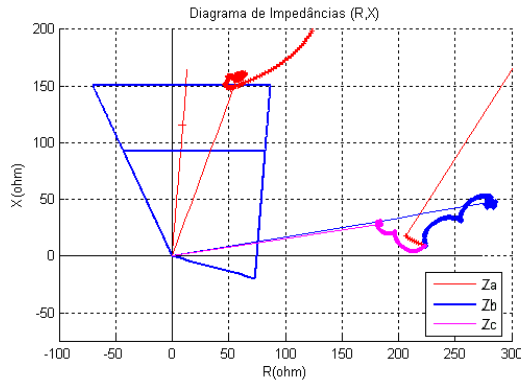
Figura 58 – Curvas de atuação do algoritmo B - Linha sã – Terminal de Ilha Solteira

Pode-se observar que a falta a 1 pu da linha defeituosa mostra-se como o pior caso, pois para uma falta sólida o relé pode ser sensibilizado em segunda zona de operação conforme ilustrado pela Figura 59, o que era esperado, pois tanto o terminal da linha defeituosa quanto o da linha sã de Ilha Solteira, são sensibilizados de forma semelhante para uma falta no terminal de Araraquara. Esquemas de teleproteção devem ser aplicados para garantir a seletividade do sistema de proteção.

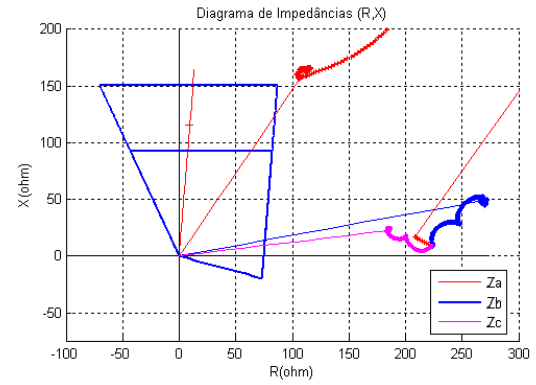
As figuras 59 e 60 ilustram as trajetórias das impedâncias calculadas, no terminal da linha sã, durante a ocorrência de faltas simuladas a 1 pu do comprimento da linha defeituosa, para resistências de falta em 0, 5, 10 e 20 Ω , respectivamente.

Com base na Figura 59a observa-se que o ponto de falta converge para segunda zona, o que é esperado, pois a falta ocorre no terminal remoto das duas linhas paralelas.

Com base na Figura 59b observa-se que uma grande parcela resistiva na impedância calculada até ponto de falta, considerando uma resistência de falta de 5Ω , a qual não é acomodada pela forma característica do relé.



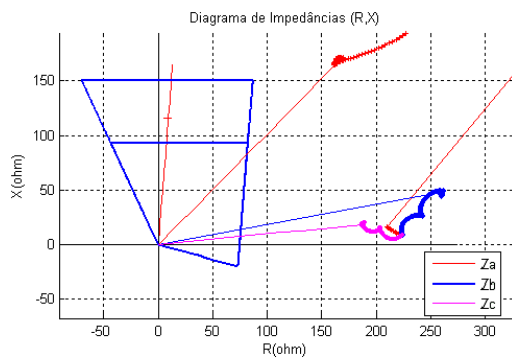
(a)



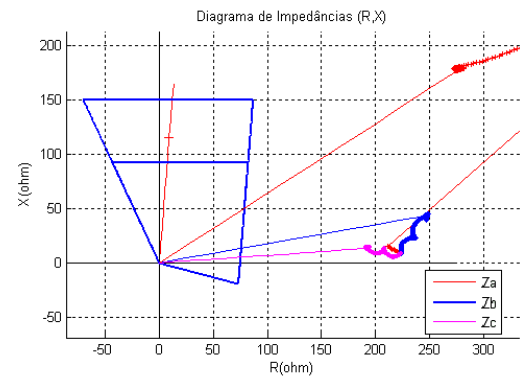
(b)

Figura 59 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo B – Linha sã – Terminal de Ilha Solteira – $I = 1$ pu, (a) $R_f = 0 \Omega$, (b) $R_f = 5 \Omega$

Por sua vez, as figuras 60a e 60b ilustram as trajetórias das impedâncias dos *loops* de falta para os sinais medidos no terminal de Ilha Solteira para resistências de 10Ω e 20Ω . Para ambos os casos o ponto de falta se localiza fora das zonas de operação.



(a)



(b)

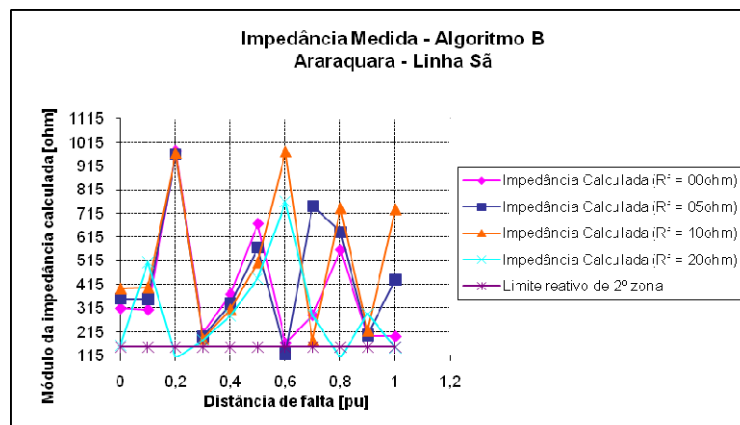
Figura 60 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo B – Linha sã – Terminal de Ilha Solteira – $I = 1$ pu, (a) $R_f = 10 \Omega$ (b) $R_f = 20 \Omega$

De uma forma geral o algoritmo apresenta baixa variação do alcance reativo devido o aumento da resistência de falta, sendo necessária a adoção de sistemas de teleproteção para garantir a seletividade, quando da ocorrência de faltas no terminal remoto.

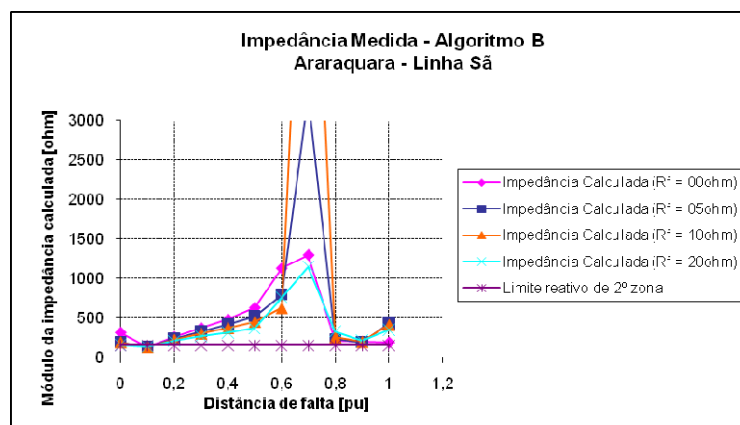
b) Terminal de Araraquara

A Figura 61 ilustra as curvas de atuação para as impedâncias calculadas pelo algoritmo B, durante a ocorrência de faltas F-T com a adição de resistências. As tensões e as correntes foram medidas no terminal de Araraquara para a linha sã.

Pode-se observar pela Figura 61a que o algoritmo B apresenta uma resposta instável, pois as impedâncias calculadas não apresentam um aumento linear para faltas F-T ao longo da linha, que por sua vez possui uma impedância com distribuição homogênea.



(a)



(b)

Figura 61 – Curvas de atuação do algoritmo B - Linha sã – Terminal de Araraquara (a) algoritmo original, (b) algoritmo modificado

A Figura 61b ilustra os mesmos casos submetidos ao algoritmo original, mas com a aplicação, ao cálculo, da corrente $\dot{I}_A = \dot{I}_1 + \dot{I}_2 + \dot{I}_0$. Observa-se que o comportamento das impedâncias calculadas torna-se mais estável.

A instabilidade apresentada deve-se em grande parte ao fato do algoritmo estimar a corrente total de falta através da aproximação $\dot{I}_F = 3 \cdot (\dot{I}_2 + \dot{I}_0) / 2$, apresentada na formulação (5.4). O equacionamento não considera a componente de seqüência positiva existente na corrente medida no terminal onde o relé está instalado, o que se justifica pela tentativa de eliminação do efeito do carregamento de carga.

Observa-se na Figura 62 o comportamento das impedâncias calculadas para faltas em dois casos (resistências de falta 0 e 5 Ω). O ponto final converge para fora da forma característica, em região reversa. Apenas o ponto de falta em 0,1 pu foi escolhido para ilustrar as trajetórias das impedâncias calculadas. Entretanto cabe mencionar que a instabilidade no cálculo para os outros pontos de falta ao longo da linha, não afeta o relé.

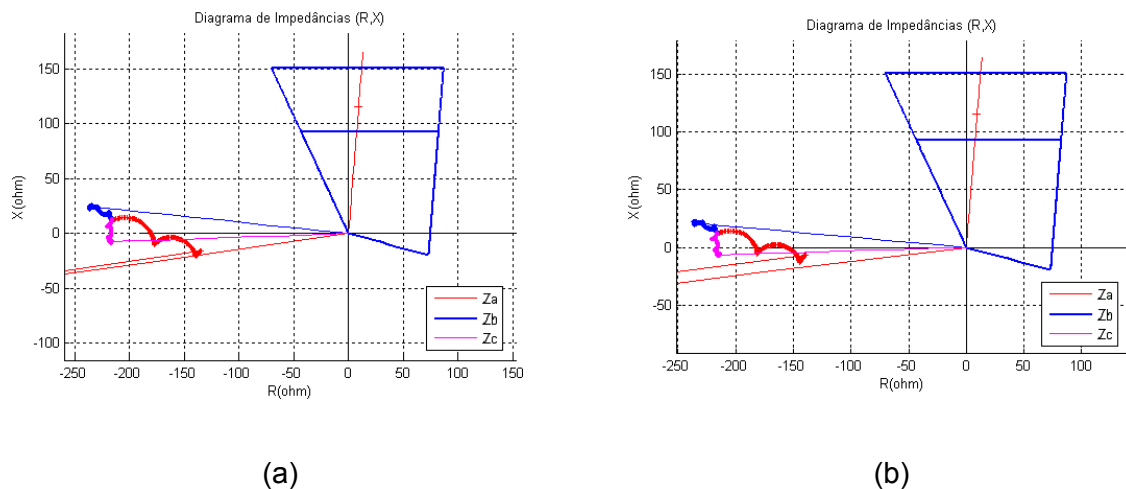


Figura 62 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo B – Linha sã – Terminal de Araraquara – I = 0,1 pu, (a) Rf = 00 Ω , (b) Rf = 5 Ω .

O relé apresentou um comportamento instável quanto ao cálculo do módulo para todos os pontos de falta, não sendo possível estabelecer um padrão de comportamento. Pôde-se observar que todos os pontos estavam em região reversa, não sensibilizando o relé.

5.4.5 Algoritmo C – Linha Defeituosa

a) Terminal de Ilha Solteira

A Figura 63 ilustra as curvas de atuação para as impedâncias calculadas pelo algoritmo C, durante a ocorrência de faltas F-T sob resistências. As tensões e as correntes foram medidas no terminal de Ilha Solteira para a linha defeituosa.

Conforme já mencionado na seção 5.2.3, a compensação do efeito da corrente de retorno por terra usada pelo algoritmo C se dá através compensação da forma quadrilateral das zonas da operação. A Figura 63 ilustra as curvas com os valores dos módulos das impedâncias calculadas e uma curva com os valores reais para cada ponto de falta.

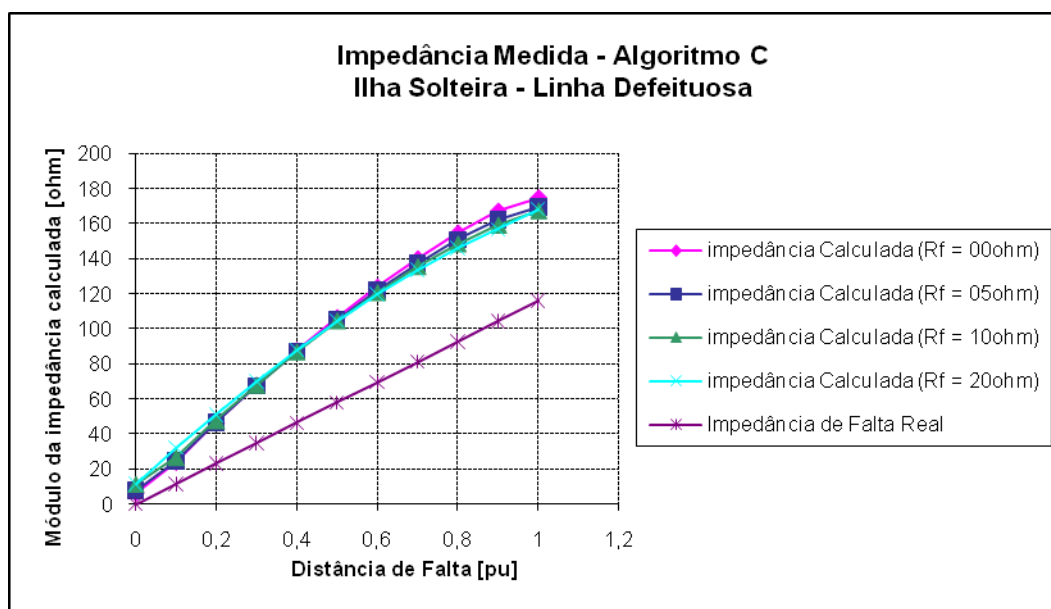


Figura 63 – Curvas de atuação do algoritmo C - Linha defeituosa – Terminal de Ilha Solteira

Pode-se observar na Figura 63 o erro presente nas curvas de atuação da impedância calculada pelo algoritmo C quando estas são comparadas à curva referente aos valores reais, o que era esperado. À medida que o ponto de falta aproxima-se do terminal remoto o erro aumenta, o que pode levar a um sub-alcance de primeira zona. Observa-se também que o algoritmo apresentou poucas variações em módulo para variações da resistência de falta.

As figuras 64, 65, 66 a 67 ilustram as trajetórias das impedâncias calculadas durante a ocorrência de faltas simuladas a 0,8 pu do comprimento da linha defeituosa, para resistências de falta em 0, 5, 10 e 20 Ω , respectivamente. As formas quadrilaterais traçadas em azul são

aquelas para os efetivos ajustes sem compensação de retorno por terra. Faltas trifásicas e bifásicas podem usar tais características. Já as formas quadrilaterais traçadas em magenta são compostas pelo próprio relé, mediante ajustes, para que haja o efeito de compensação para as faltas envolvendo a terra. Os valores ajustados seguiram as formulações (5.7) e (5.8) para a linha de transmissão modelada.

Cabe aqui mencionar que os valores das impedâncias no instante pré-falta, regime normal, para os casos apresentados a seguir, incidem dentro da forma quadrilateral, devido ao alto carregamento das linhas e à expansão das zonas de operação. Desta forma, para que o relé não atue indevidamente deve-se ajustar um parâmetro, hoje comum nos relés microprocessados, denominado de *load encroachment*. Trata-se de uma lógica de medição que impede atuações indevidas por pequenas oscilações de potência e por regimes de carregamento elevado.

Com base na Figura 64 observa-se que a trajetória da impedância calculada converge para dentro da primeira zona expandida, fazendo com que o relé atue corretamente.

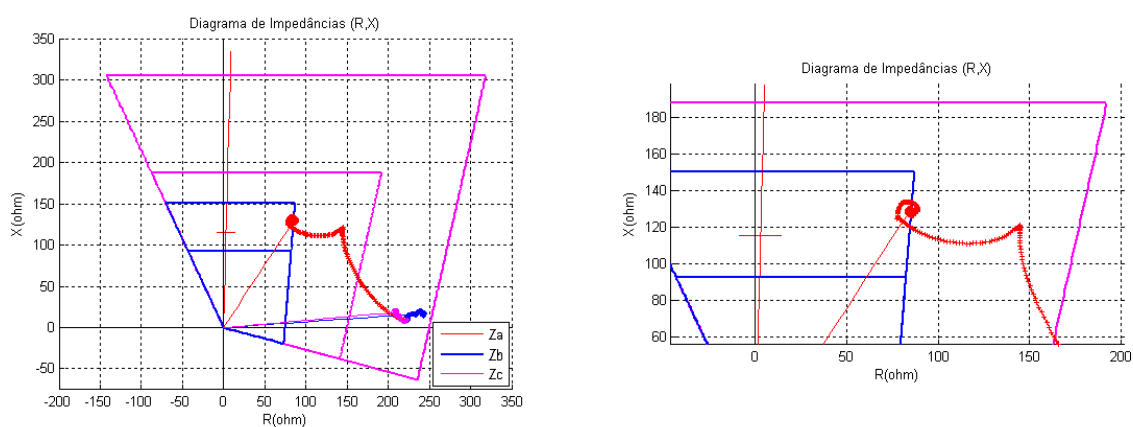


Figura 64 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo C – Linha defeituosa – Terminal de Ilha Solteira – $I = 0,8$ pu – $R_f = 0 \Omega$

Do modo similar ao caso anterior, como ilustrado pela Figura 65, observa-se a convergência do ponto de falta para dentro da primeira zona expandida. A parcela resistiva adicional à impedância calculada, devido à resistência de falta, é acomodada pelo alcance resistivo da forma característica expandida. O algoritmo apresenta grande sensibilidade ao efeito proveniente da associação da parcela resistiva com o fluxo de potência exportado, pois ocorre uma redução da parcela reativa da impedância de falta calculada.

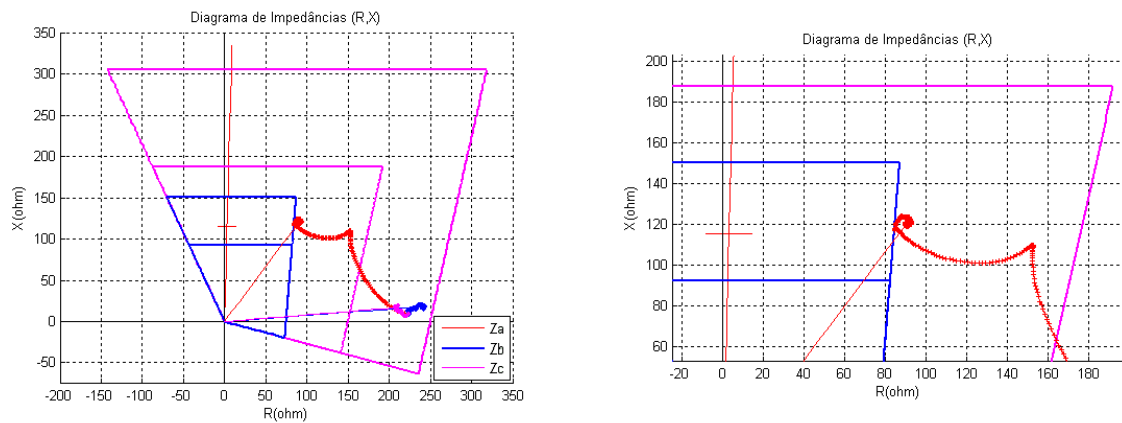


Figura 65 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo C – Linha defeituosa – Terminal de Ilha Solteira – $I = 0,8$ pu – $R_f = 5 \Omega$

Mais uma vez, com base na Figura 66 e 67, observa-se um comportamento semelhante aos casos anteriores, com as impedâncias de falta sempre convergindo para dentro da primeira zona expandida. As resistências de falta são acomodadas pelo alcance resistivo expandido.

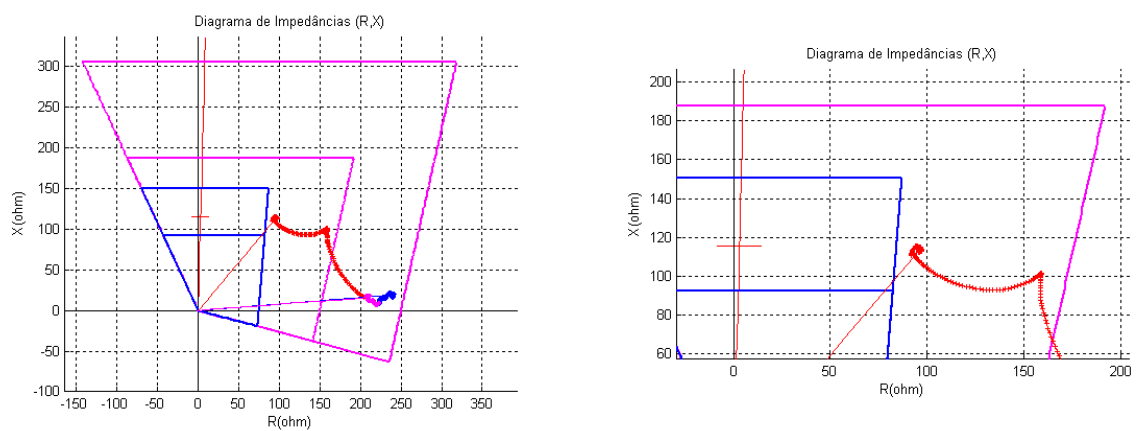


Figura 66 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo C – Linha defeituosa – Terminal de Ilha Solteira – $I = 0,8$ pu – $R_f = 10 \Omega$

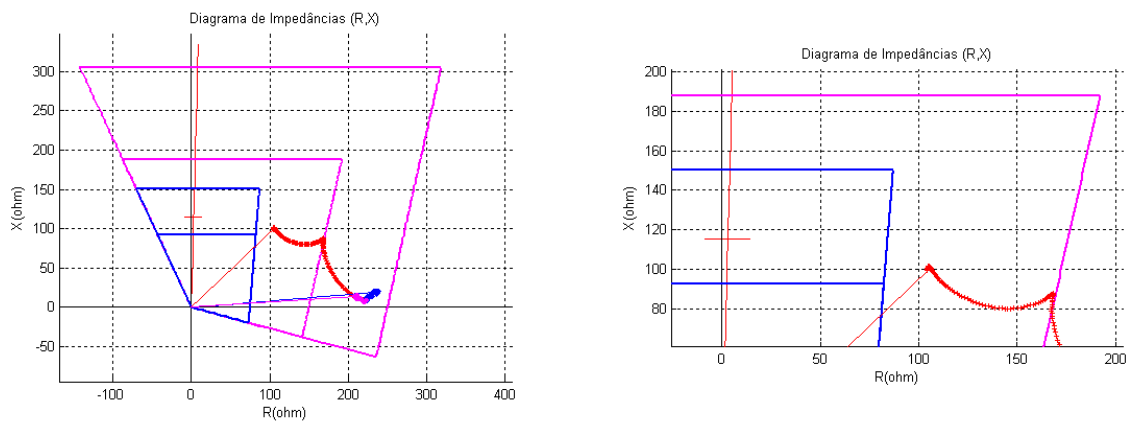


Figura 67 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo C – Linha defeituosa – Terminal de Ilha Solteira – $I = 0,8$ pu – $R_f = 20 \Omega$

Considerando todos os casos simulados, observa-se que o algoritmo também é sensível a todos os fenômenos já mencionados, sendo que o erro inserido no cálculo da impedância de falta é maior devido ao retorno por terra. Justamente por este fato, a expansão das zonas faz-se necessária para que o relé opere corretamente.

b) Terminal de Araraquara

A Figura 68 ilustra as curvas de atuação para as impedâncias calculadas pelo algoritmo C durante a ocorrência de faltas F-T com adição das resistências. As tensões e as correntes foram medidas no terminal de Araraquara para a linha defeituosa.

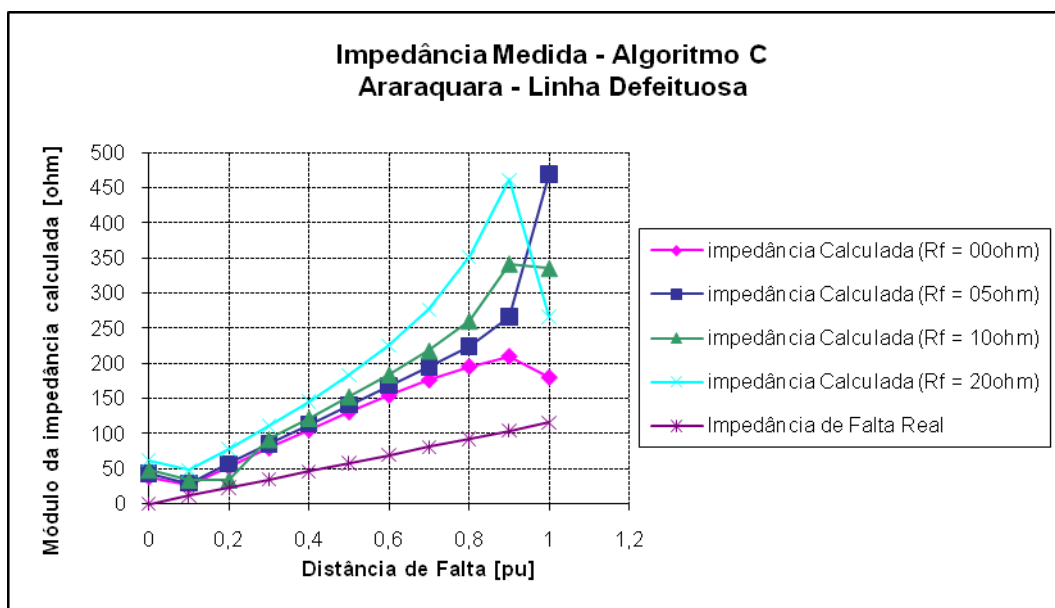


Figura 68 – Curvas de atuação do algoritmo C - Linha defeituosa – Terminal de Araraquara

Pode-se observar o erro presente nas curvas de atuação da impedância calculada pelo algoritmo C quando estas são comparadas a curva referente aos valores reais da impedância não compensada entre o dispositivo e o ponto de falta. À medida que o ponto de falta aproxima-se do terminal remoto o erro aumenta. O algoritmo apresentou maior sensibilidade às resistências de falta entre 10 e 20 Ω .

As figuras 69, 70, 71 e 72 ilustram as trajetórias das impedâncias calculadas durante a ocorrência de faltas simuladas a 0,8 pu da linha, para resistências de falta em 0, 5, 10 e 20 Ω , respectivamente, e como se pode observar as impedâncias calculadas durante a pré-falta se localiza no quarto quadrante, o que caracteriza um fluxo importado.

Com base na Figura 69 observa-se que o ponto de falta converge para dentro da primeira zona de operação expandida. O relé atua corretamente.

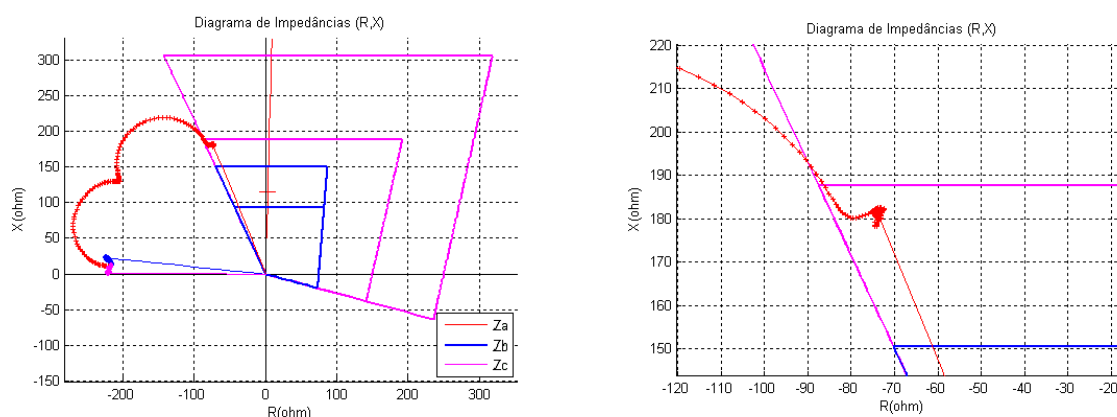


Figura 69 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo C – Linha defeituosa – Terminal de Araraquara – $I = 0,8$ pu – $R_f = 0 \Omega$

Com base na Figura 70 observa-se que a impedância calculada para o ponto de falta converge para dentro da segunda zona expandida. O relé sub-alcança devido à alta sensibilidade ao efeito proveniente da associação da parcela resistiva com o fluxo de potência importado, bem como pelo *infeed* remoto. Observa-se então um aumento da parcela reativa da impedância da falta.

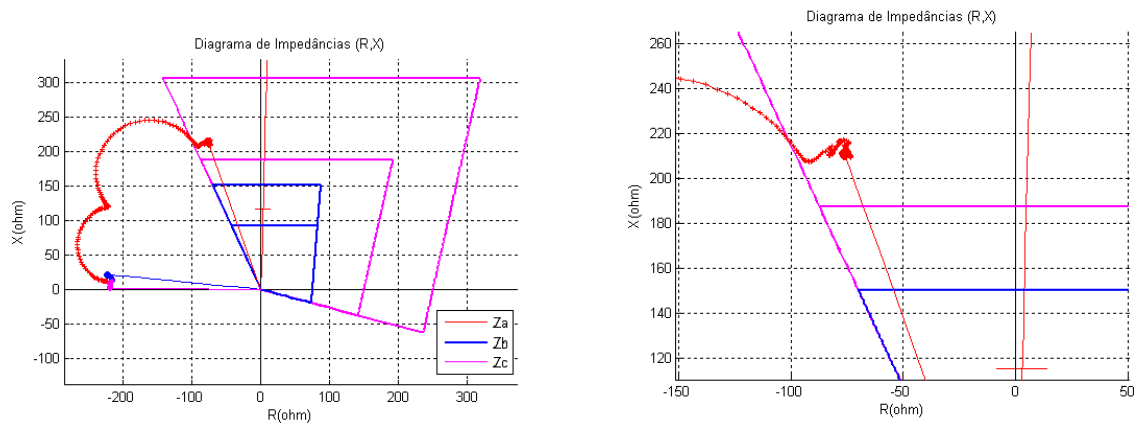


Figura 70 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo C – Linha defeituosa – Terminal de Araraquara – $I = 0,8$ pu – $R_f = 5 \Omega$

Observa-se na Figura 71 um comportamento semelhante ao caso anterior. A impedância calculada para o ponto de falta converge para segunda zona expandida ocorrendo o sub-alcance do relé. Também neste caso, isto ocorre principalmente, devido à alta sensibilidade do algoritmo ao efeito proveniente da associação entre a parcela resistiva e o fluxo de potência importado mais *infeed* remoto.

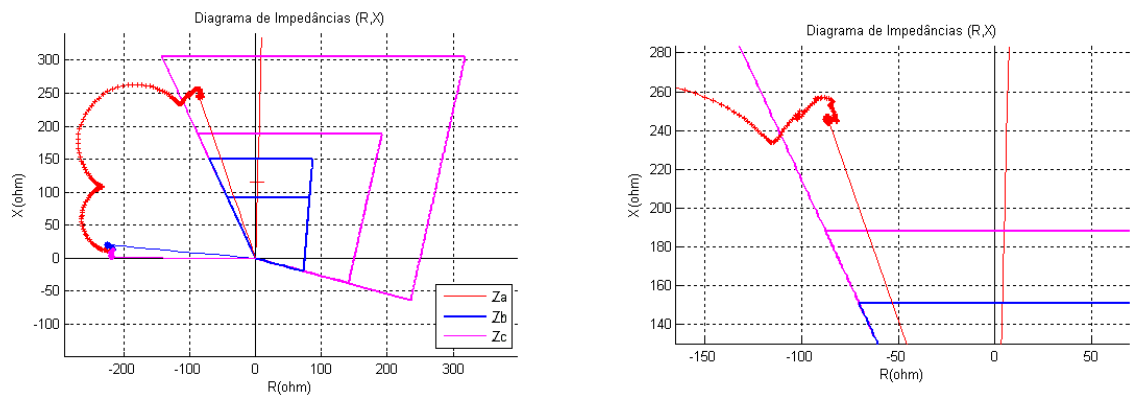


Figura 71 – Trajetória das impedâncias calculadas para os loops F-T da linha defeituosa – Araraquara – Algoritmo C, - falta F-T, $I = 0,8$ pu, $R_f = 10 \Omega$

Finalmente, como se pode observar na Figura 65, a impedância de falta calculada não sensibiliza o relé, nem mesmo em sua segunda zona de operação expandida. O motivo é o mesmo mencionado nos casos anteriores.

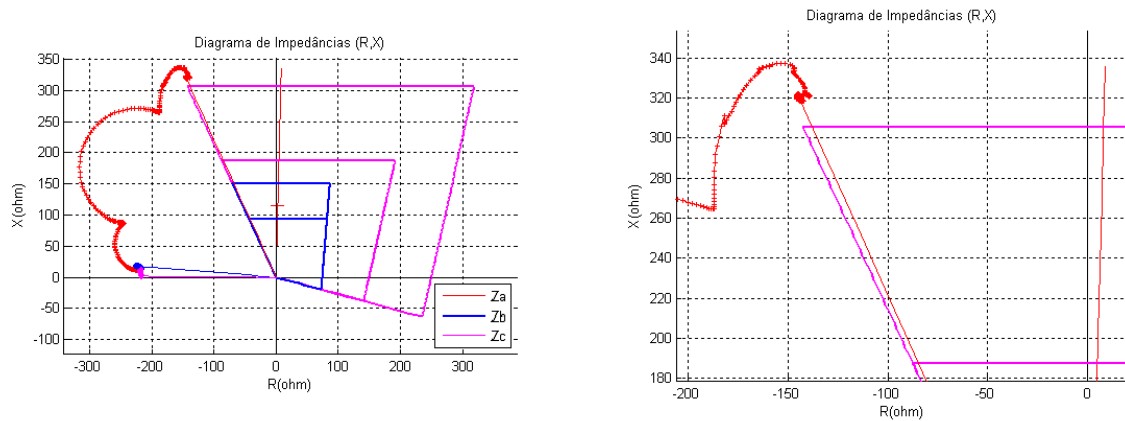


Figura 72 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo C – Linha defeituosa – Terminal de Araraquara – $I = 0,8$ pu – $R_f = 20 \Omega$

Em uma análise geral pode-se concluir, de forma semelhante ao ocorrido no terminal de Ilha Solteira, que o algoritmo é fortemente afetado pelos fatores intrínsecos ao sistema, como o fluxo de carga importado e a fraca fonte conectada ao relé, assim deve-se avaliar a necessidade de alterar a forma característica do relé, pois o ponto de falta acomoda-se muito próximo ao limiar da segunda zona de operação.

5.4.5 Algoritmo C – Linha São

a) Terminal de Ilha Solteira

A Figura 73 ilustra as curvas de atuação para as impedâncias calculadas pelo algoritmo C, durante a ocorrência de faltas F-T mais as resistências indicadas. As tensões e as correntes foram medidas do terminal de Ilha Solteira para a linha São.

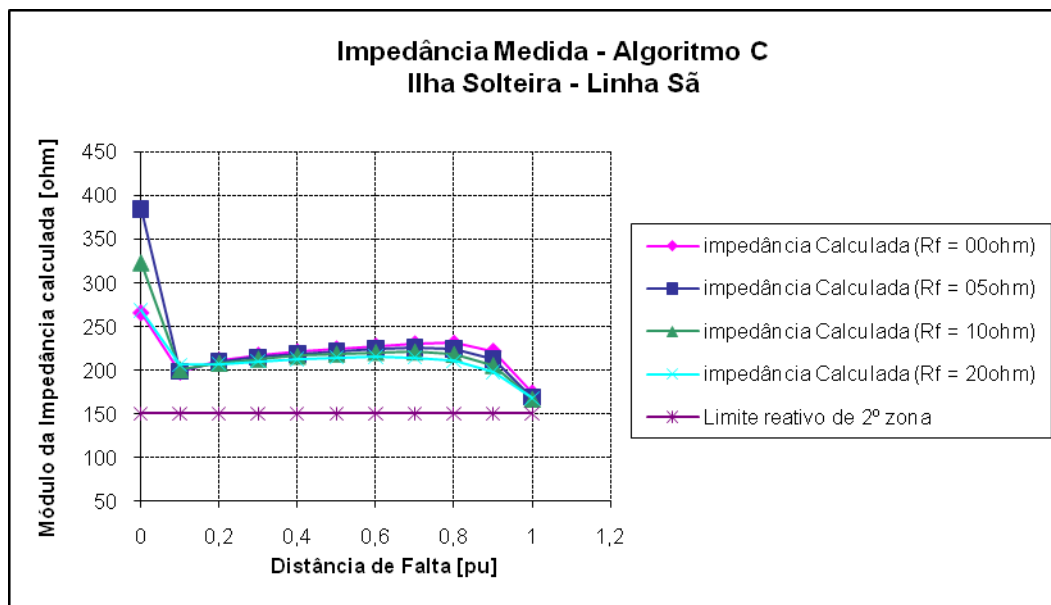


Figura 73 – Curvas de atuação do algoritmo C - Linha sã – Terminal de Ilha Solteira

Pode-se observar o erro presente nas curvas de atuação da impedância calculada pelo algoritmo C quando estas são comparadas com a curva referente aos valores reais da impedância não compensada entre o dispositivo e o ponto de falta. À medida que o ponto de falta aproxima-se do terminal remoto o erro diminui. A falta a 1 pu da linha defeituosa mostra-se como o pior caso, pois apresenta a menor impedância calculada, portanto serão apresentadas suas trajetórias no diagrama R-X. Esquemas de teleproteção podem ser aplicados para garantir a seletividade do sistema de proteção.

As figuras 74 e 75 ilustram as trajetórias das impedâncias calculadas, no terminal da linha sã, durante a ocorrência de faltas simuladas a 1 pu do comprimento da linha defeituosa, para resistências de falta em 0, 5, 10 e 20 Ω , respectivamente.

Com base na Figura 74a observa-se que o ponto de falta converge para dentro da primeira zona expandida de operação, o que caracteriza um elevado sobre-alcance, ocorrendo a atuação indevida da proteção da distância.

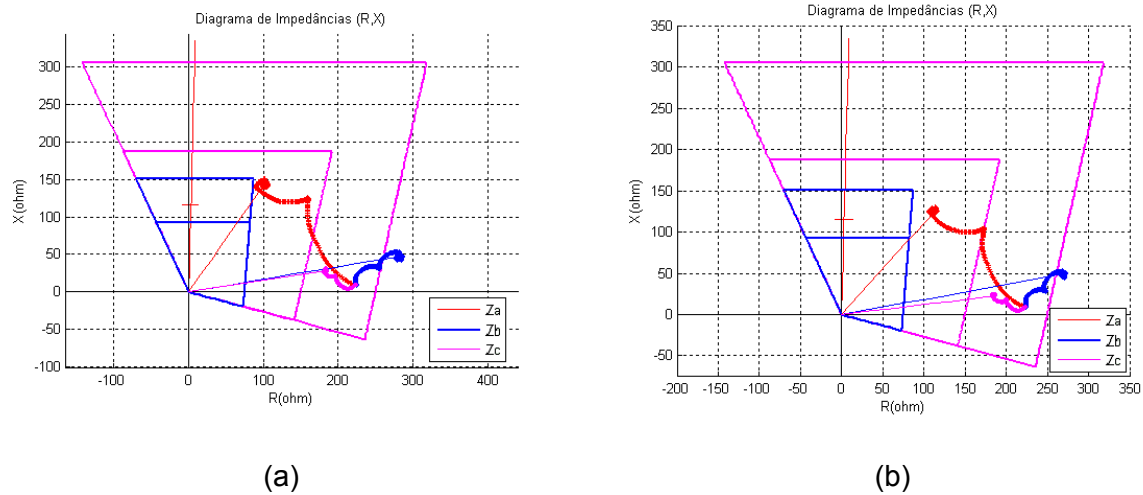


Figura 74 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo C – Linha sã – Terminal de Ilha Solteira – $I = 1$ pu, (a) $R_f = 0 \, \Omega$, (b) $R_f = 5 \, \Omega$

Pode-se observar a partir das figuras 75a e 75b que a impedância converge para a primeira zona de operação expandida de forma semelhante ao que ocorre no caso de resistência de falta em $0 \, \Omega$ (Figura 74a), o que caracteriza um severo sobre-alcance de primeira zona. Os casos diferem entre si no alcance reativo, em função do efeito proveniente da associação entre a parcela resistiva e o fluxo de potência exportado.

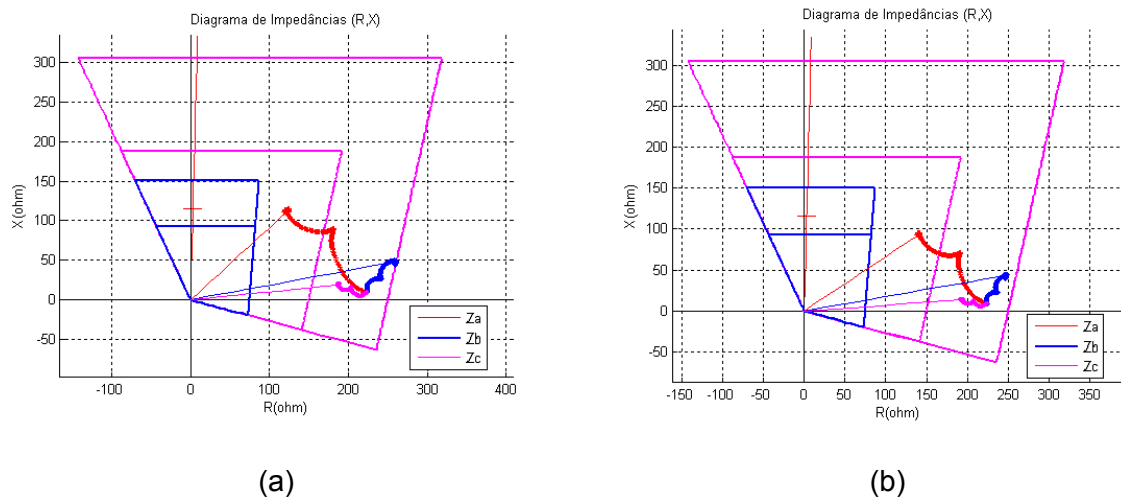


Figura 75 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo C – Linha sã – Terminal de Ilha Solteira – $I = 1$ pu, (a) $R_f = 10 \, \Omega$ (b) $R_f = 20 \, \Omega$

Mediante a análise das trajetórias observa-se que para faltas a 1 pu da linha protegida, a impedância calculada penetra na primeira zona de operação, ocasionando a operação indevida do relé. Neste caso devem ser aplicados esquemas de teleproteção e *load encroachment* associados, para garantir a seletividade do sistema.

b) Terminal de Araraquara

A Figura 76 ilustra as curvas de atuação para as impedâncias calculadas pelo algoritmo C, durante a ocorrência de faltas F-T consideradas. As tensões e as correntes foram medidas no terminal de Araraquara para a linha sã.

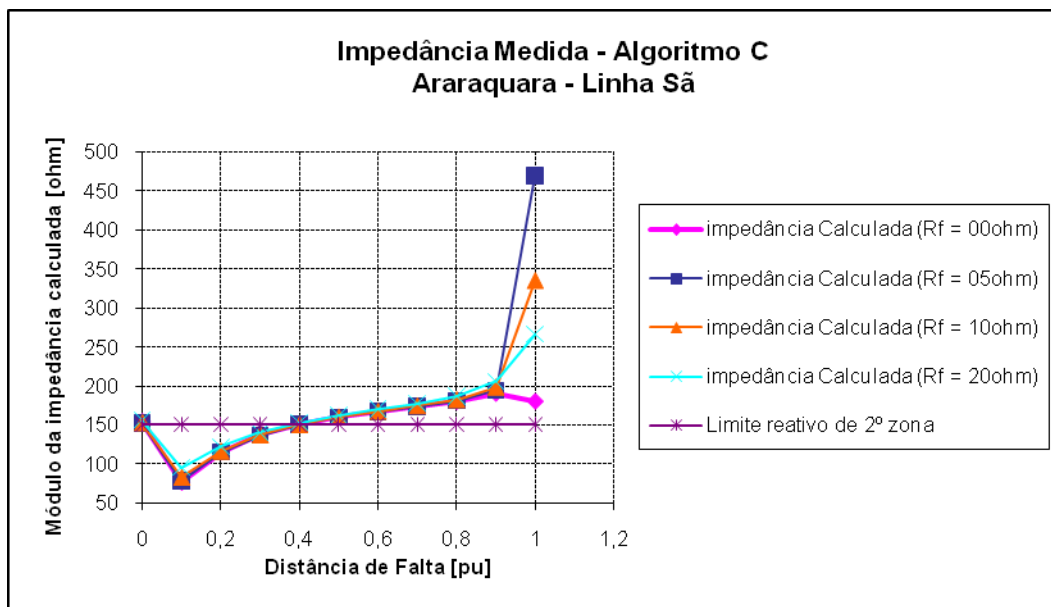


Figura 76 – Curvas de atuação do algoritmo C - Linha sã – Terminal de Araraquara

Pode-se observar que o algoritmo mostra-se pouco sensível a variações da resistência de falta, sendo que o ponto de falta a 0,1 pu do comprimento total da linha adjacente mostra-se o pior caso, pois se aproxima da primeira zona de operação.

A Figura 77, ilustra as trajetórias das impedâncias calculadas, no terminal da linha sã, durante a ocorrência de faltas simuladas a 0,1 pu do comprimento total da linha defeituosa, para resistências de falta em 0, 5, 10 e 20 Ω . Pode-se observar que para todas as faltas F-T nesta posição, as impedâncias calculadas mantiveram-se fora das zonas de operação, em quadrante reverso, de forma a garantir a correta operação do relé.

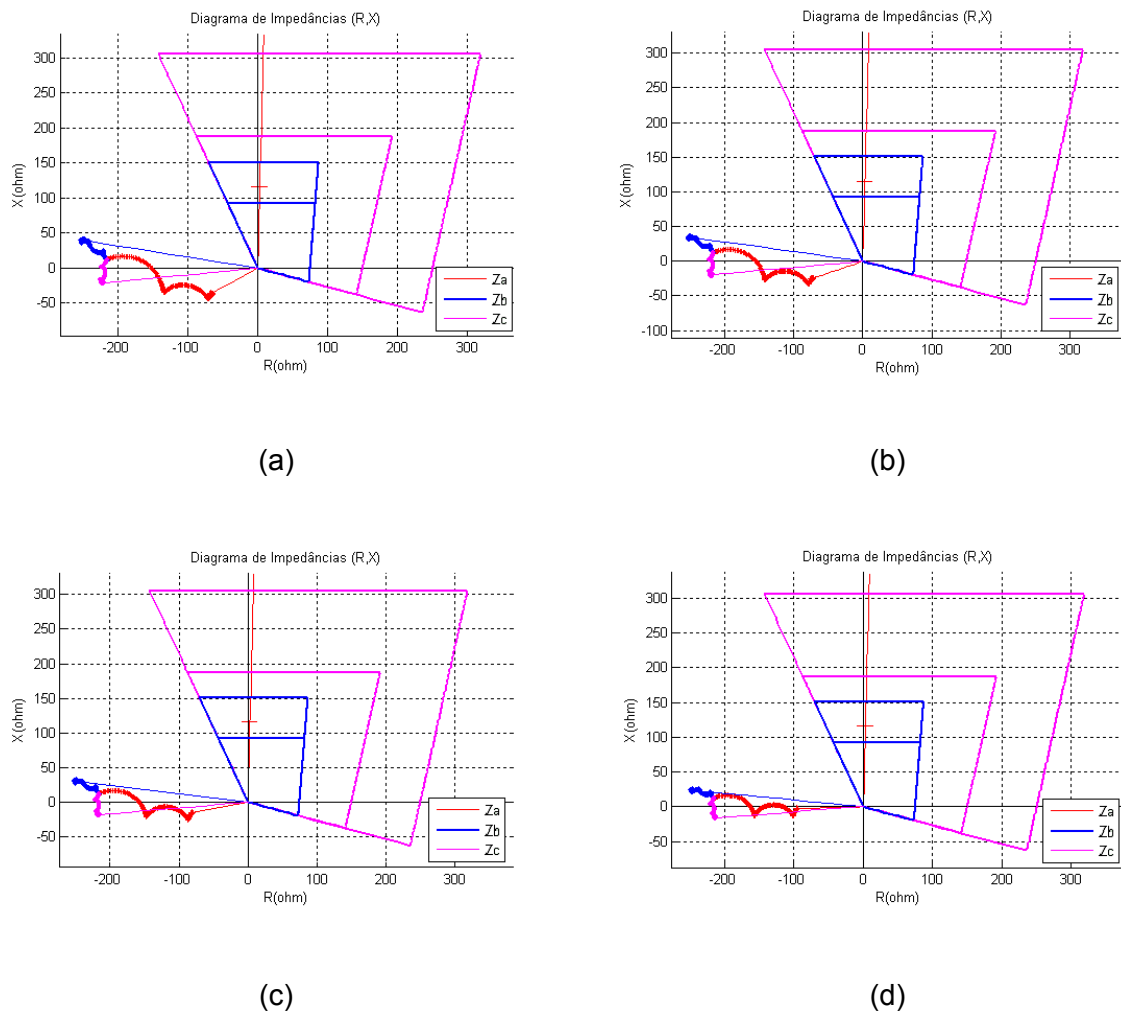


Figura 77 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T – Algoritmo C – Linha sã – Terminal de Araraquara – $I = 0,1$ pu, (a) $R_f = 10 \, \Omega$ (b) $R_f = 20 \, \Omega$, (c) $R_f = 10 \, \Omega$ (d) $R_f = 15 \, \Omega$

Em uma análise geral destes resultados, constata-se que o módulo da impedância calculada pelo algoritmo C reduz drasticamente para faltas a 0,1 pu da linha. Entretanto mediante a análise das trajetórias das impedâncias observa-se que todos os pontos localizam-se fora das zonas de operação, não sensibilizando o relé, o que caracteriza uma correta operação.

5.6 Comparações Finais entre os Algoritmos Estudados

Mediante os resultados encontrados para cada algoritmo, o comportamento dos mesmos pode ser sintetizado em tabelas comparativas, contendo quatro diferentes critérios com três diferentes gruas de avaliação qualitativa.

Os critérios adotados são os seguintes:

(i) *Variação do alcance reativo* – com a inserção de resistências de falta pode ocorrer a variação da parcela reativa da impedância calculada, conseqüência, em grande parte, da associação do fluxo de carga, *infeed* remoto e resistência de falta.

(ii) *Acomodação da resistência de falta* – Cada algoritmo está intimamente ligado às características de alcance no diagrama R-X, a forma característica deve acomodar faltas F-T sobre altos valores de resistência de contato. Esta questão é portanto aqui avaliada.

(iii) *Variação do módulo da impedância calculada* – o módulo da impedância calculada pode variar, para cada algoritmo, quando a falta ocorre com diferentes resistências de falta em um mesmo ponto de defeito.

(iv) *Sensibilidade a indutância mútua* – quando as faltas F-T são solidamente aterradas, ou seja, $R_f = 0$, o efeito da indutância mútua se destaca e o comportamento do relé pode ser avaliado.

(v) *Erro inserido ao cálculo da impedância* – ao longo do trabalho o módulo das impedâncias calculadas para faltas ao longo da linha são comparadas com a real impedância do trecho sob falta, pode-se assim avaliar o erro inserido.

(vi) *Estabilidade do algoritmo* – os algoritmos podem apresentar comportamentos não esperados para determinados casos, não sendo possível traçar uma curva que define a característica de operação do mesmo.

Tabela 4 – Terminal de Ilha Solteira - linha defeituosa

	<i>Variação do alcance reativo</i>	<i>Acomodação da resistência de falta</i>	<i>Variação do módulo da impedância calculada</i>	<i>Sensibilidade a indutância mútua</i>	<i>Erro inserido ao cálculo da impedância</i>
Algoritmo A	média	alta	baixa	alta	baixa
Algoritmo B	baixa	média	alta	alta	alta
Algoritmo C	alta	alta	baixa	*	alta

* não foi possível identificar o efeito ou o mesmo não se aplica

Tabela 5 – Terminal de Araraquara - linha defeituosa

	<i>Variação do alcance reativo</i>	<i>Acomodação da resistência de falta</i>	<i>Variação do módulo da impedância calculada</i>	<i>Sensibilidade a indutância mútua</i>	<i>Erro inserido ao cálculo da impedância</i>
Algoritmo A	alta	Alta	alta	baixa	alta
Algoritmo B	baixa	média	alta	alta	alta
Algoritmo C	alta	Alta	alta	*	alta

* não foi possível identificar o efeito ou o mesmo não se aplica

Tabela 6 – Terminal de Ilha Solteira - linha sã

	<i>Variação do alcance reativo</i>	<i>Acomodação da resistência de falta</i>	<i>Variação do módulo da impedância calculada</i>	<i>Sobre-alcance de primeira zona</i>	<i>Estabilidade do algoritmo</i>
Algoritmo A	alta	alta	média	não ocorre	alta
Algoritmo B	baixa	média	baixa	não ocorre	média
Algoritmo C	alta	alta	média	ocorre	alta

Tabela 7 – Terminal de Ilha Solteira - linha sã

	<i>Variação do alcance reativo</i>	<i>Acomodação da resistência de falta</i>	<i>Variação do módulo da impedância calculada</i>	<i>Sobre-alcance de primeira zona</i>	<i>Estabilidade do algoritmo</i>
Algoritmo A	*	*	baixa	não ocorre	alta
Algoritmo B	*	*	alta	não ocorre	baixa
Algoritmo C	*	*	baixa	*	alta

* não foi possível identificar o efeito ou o mesmo não se aplica

5.7 Considerações Finais

Este capítulo apresentou as respostas de três algoritmos de proteção diante de faltas do tipo F-T com a adição de diferentes valores de resistências. A partir das curvas de operação levantadas e das trajetórias das impedâncias no diagramas R-X foi possível elaborar uma análise das atuações das proteções de distância para os três algoritmos estudados, com base nas influências dos fenômenos intrínsecos das linhas de transmissão. Pôde-se observar diferenças marcantes em relação à sensibilidade de cada um aos fenômenos citados para cada algoritmo analisado.

Capítulo 6

ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DO SOLO EM RELÉS DE DISTÂNCIA

6.1 Considerações Iniciais

Este capítulo apresenta uma análise da influência da variação da resistividade do solo no desempenho de relés de distância para faltas do tipo fase-terra. Baseado nos resultados encontrados faz-se, neste capítulo, a proposta de um sistema adaptativo de proteção que possa estimar em tempo real os parâmetros da linha de transmissão para então haver uma intervenção automática que adapta os ajustes do relé para as condições prevalentes do momento. Os ajustes do relé, na prática atual, são fixos e realizados com base em dados fornecidos pelas equipes de projetos, planejamento e operação dos sistemas. Na maioria das vezes são obtidos de projetos, através das ferramentas computacionais que obtêm os parâmetros da linha a partir de seus modelos físicos. Um exemplo é a rotina *Line-Constant* do ATP.

Infelizmente, nem sempre os dados fornecidos, correspondem aos dados atuais do sistema em operação, em função da própria dinâmica da rede. Existem diversas razões que levam as variações das impedâncias das linhas. Uma destas é da temperatura dos cabos

durante a operação. Outro exemplo é a variação da resistividade do solo por questões climáticas ao longo do tempo, permanecendo baixa em períodos úmidos ou elevada em períodos secos. A resistividade do solo irá afetar diretamente a impedância série da linha, sobretudo a impedância de sequência zero, conforme já demonstrado no Capítulo 3. Cabe ainda mencionar que ao longo do caminho de uma linha de transmissão, o terreno não é homogêneo, podendo existir trechos com diferenças consideráveis de resistividade do solo. Assim, em caso de um curto-circuito, o ajuste do relé possuirá certo grau de incompatibilidade com a realidade do momento.

Além disso, embora mais raro, podem ocorrer erros de cadastramento das informações referentes aos condutores ou mesmo de não conformidade das informações cadastradas pelos fabricantes. Para todos os casos os prejuízos deste tipo de problema podem ser graves, levando a proteção de distância a atuações indevidas.

6.2 Etapas da Análise Realizada

A análise realizada foi dividida em três etapas diferentes:

(i) simulações em ATP de um sistema real composto por uma linha de transmissão, conectada a dois equivalentes, para a obtenção das formas de onda de tensão e de corrente no terminal transmissor, onde o relé estará instalado, durante faltas fase-terra no final do trecho de primeira zona da linha. Um dos elementos que sofre variações nas simulações é a resistividade do solo, a qual influencia diretamente a impedância de sequência zero da linha, conforme será apresentado.

(ii) A partir de um grande conjunto de dados (V e I), registrados em formato COMTRADE (*Common Format for Transient Data Exchange*) (IEEE C37.111-1991), ensaios são realizados em um relé numérico de proteção de linha de transmissão (SEL-421 - *Schweitzer Engineering Laboratories*), devidamente ajustado para a linha de transmissão em consideração. Curvas de tendência de operação do relé são obtidas para as diferentes condições.

(iii) Com base nos resultados obtidos e em sistema teórico de medição fasorial sincronizado, propõe-se um método adaptativo que possa fazer a compensação das variações dos parâmetros da linha, agindo diretamente no relé de distância.

6.3 Sistema Elétrico Modelado e Simulado

O sistema estudado, cujo modelo está ilustrado na Figura 78, não foi o mesmo da análise anterior (Cap. 5). Isto se deve ao fato de terem sido realizados estudos independentes e feitos em épocas diferentes. Também, para facilidade das múltiplas simulações, o estudo foi realizado em um sistema menor, conforme apresentado a seguir.

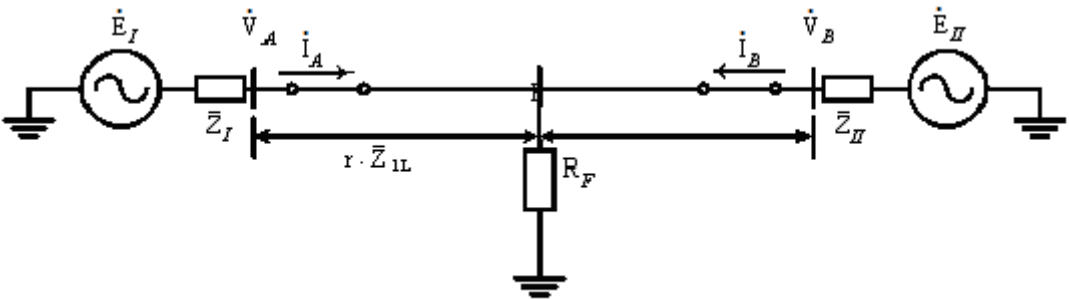


Figura 78 – Sistema Modelado

A linha de transmissão em estudo é a linha de 230 kV Chavante-Botucatu, sob responsabilidade da Companhia de Transmissão de Energia Elétrica Paulista (CTEEP). A LT é composta de um único circuito trifásico, com dois cabos pára-raios. Os cabos condutores e os cabos pára-raios são dispostos simetricamente em relação ao eixo vertical da torre. A linha possui 136,9 km e é totalmente transposta, sendo seu circuito suspenso pelo mesmo tipo de torre, auto-portante por toda a sua extensão, possuindo enfim, as características apresentadas pelas Tabela 8 e Tabela 9. A resistividade de solo de projeto era de 600 Ω.m.

Tabela 8 – Dados dos cabos

	Tipo	Bundle	Raio externo [cm]	R [Ω/km]	X [Ω/km]
Condutores	Grosbeak	Cabo singelo	257	0,1005	0,34579
Pára-raios	3/8" Aço	Cabo singelo	4763	1,705	0,35

Tabela 9 – Dados da Torre

Fases	Abscissa [m]	Altura [m]
A	8	26
B	0	26
C	-8	26
Pára-raio	5	31,12
Pára-raio	-5	31,12

6.4 Simulações Realizadas

Como já se sabe, uma linha de transmissão, quando opera em regime permanente, possui algumas características que traduzem seu estado operativo, como o fluxo de potência e as tensões das barras. Estas condições operativas influenciam a resposta da proteção de distância, frente às ocorrências no sistema.

Assim sendo, para as simulações pretendidas, foram consideradas as seguintes condições operativas associadas às características de falta descritas a seguir:

- Faltas F-T foram aplicadas, para alguns estados operativos, a exatamente 0,79 pu do comprimento total da linha, a partir do terminal onde são efetuadas as medições (terminal A - Figura 78). Este valor de 0,79 pu foi assumido tendo em vista a análise da sensibilidade/exatidão do relé com condições controladas em laboratório. Tal variável foi mantida constante em todas as simulações.
- A impedância atrás do relé não pode ser desconsiderada, mas ao mesmo tempo é interessante adotar uma fonte forte de tal modo que sua influência não mascare o efeito da resistividade do solo. Por tal motivo foi adotado um valor de $SIR = 0,1$ ($SIR = \vec{Z}_I / r \cdot \vec{Z}_{IL}$), sendo este valor mantido constante para todas as simulações.
- Para evitar a influência do *infeed* remoto associado a resistências de falta, as impedâncias atrás das duas fontes são idênticas, de forma que as contribuições de ambos os terminais não sejam afetadas pela não homogeneidade das fontes.
- Todos os estados operativos são simulados para o fluxo de potência exportado e importado, em relação ao terminal onde são efetuadas as medições, conforme apresentado pela Tabela 10.

Tabela 10 – Fluxo pré-falta

Estado Operativo		Fluxo [MVA]	Tensões nas barras [pu]	
1	Imp	$77,7 + j11,3$	$1.00 \angle 0.0^\circ$	$0.954 \angle -5.9^\circ$
2	Exp	$-77,7 - j11,3$	$0.954 \angle -5.9$	$1.00 \angle 0.0$

Os fluxos apresentados pela Tabela 10 foram obtidos a partir de um software dedicado a análises de fluxos de potência em sistemas elétricos.

- e. As resistências de falta são aplicadas para cinco valores pré-definidos: 0, 1, 3, 5 e 10 Ω . Estes são combinados com as variações de direcionalidade do fluxo de carga.
- f. A resistividade do solo é incrementada a partir de seu valor nominal, 600 Ωm , em intervalos pré-definidos de 13,5 Ωm .
- g. O relé é ajustado para os valores nominais das impedâncias de sequência positiva e zero da linha de transmissão protegida, para atuação em duas zonas de proteção, com característica quadrilateral. A primeira zona foi ajustada em 0,8 pu do comprimento total da linha, com atuação instantânea, e a segunda zona em 1,2 pu temporizada,

Uma vez modelado no ATP o sistema em questão, foram aplicadas as faltas fase-terra, com as características descritas anteriormente, totalizando em 155 simulações. Os sinais trifásicos de tensão e de corrente foram então registrados em formato COMTRADE.

A Figura 79 apresenta um comparativo entre as formas de onda de corrente medidas no terminal de Chavante (fluxo de potência exportado) para resistividades do solo em 600 Ωm , 800 Ωm e 1150 Ωm , na ocorrência de uma falta F-T sólida.

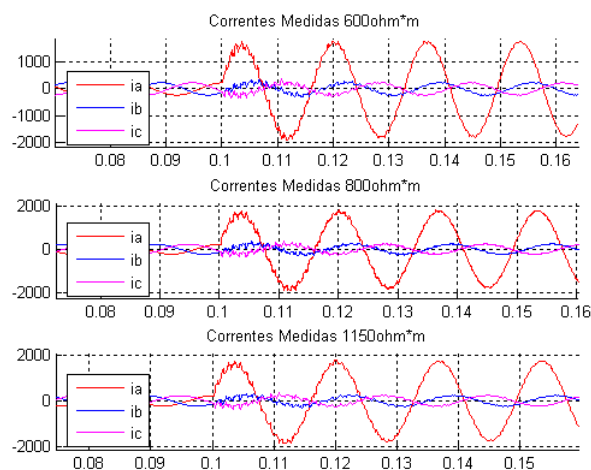


Figura 79 – Formas de onda das correntes, para falta F-T, $R_f=0$, e $p_1=600 \Omega\text{m}$, $p_2=800 \Omega\text{m}$ e $p_2=1150 \Omega\text{m}$, fluxo de potência exportado

As diferenças entre as formas de onda na Figura 79 são muito sutis, porém associadas aos parâmetros da linha irão influenciar as estatísticas de atuações corretas ou incorretas do relé de distância para as faltas no final do trecho protegido. A Figura 80, por

exemplo, ilustra as trajetórias e os valores finais das impedâncias calculadas nos *loops* da fase A (terminal de Chavante), na ocorrência das faltas mostradas na Figura 79. O terminal apresentava um fluxo de potência exportado e o relé foi ajustado para os valores nominais do sistema, cujos parâmetros da LT foram obtidos para uma resistividade do solo igual a $600 \Omega \cdot m$.

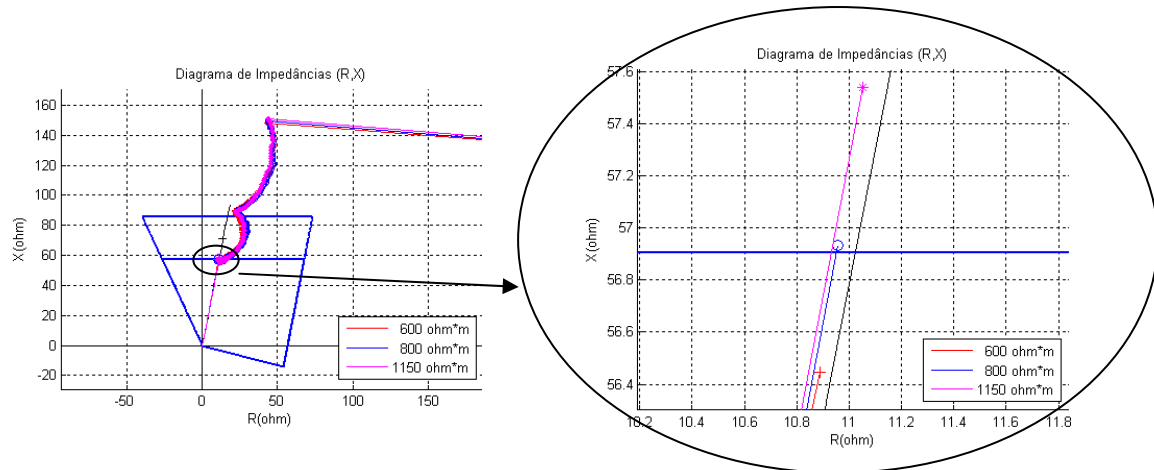


Figura 80 – Trajetórias das impedâncias calculadas nos loops F-T, $R_f=0$, e $\rho_1=600\Omega m$, $\rho_2=800\Omega m$ e $1150\Omega m$, fluxo de potência exportado

6.5 Testes em Laboratório

O relé numérico SEL-421, Figura 81, dedicado à proteção de linhas de transmissão foi usado para os testes em laboratório.

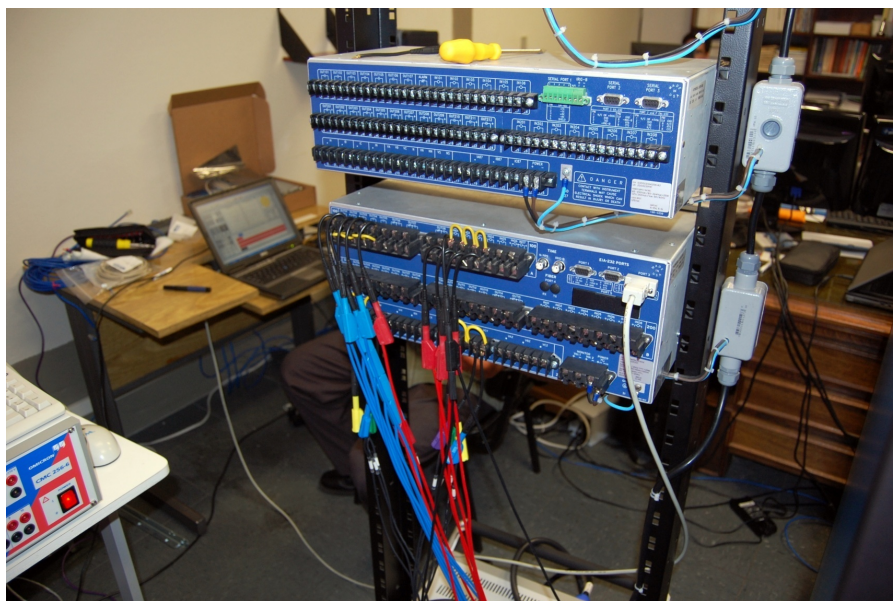


Figura 81 – Relé SEL-421 para Proteção de Linhas de Transmissão

O relé foi ajustado para os seguintes valores principais em primeira e em segunda zona:

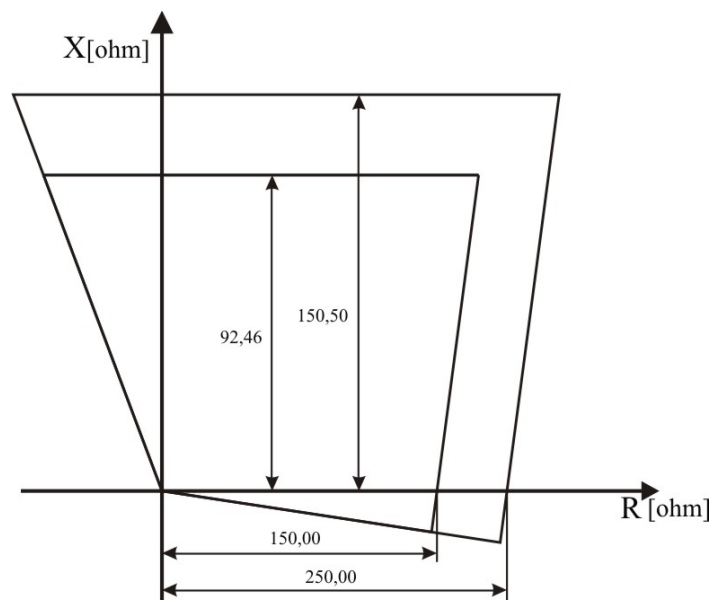


Figura 82 – Forma quadrilateral característica aplicada a simulação

Para a aplicação dos testes utilizou-se a caixa OMICROM CMC-256 ilustrada pela Figura 83. Uma das grandes características desta moderna caixa de testes é a de reproduzir em seus terminais de tensão e de corrente os sinais registrados em formato COMTRADE (dados numéricos) em sinais analógicos com as magnitudes desejadas.

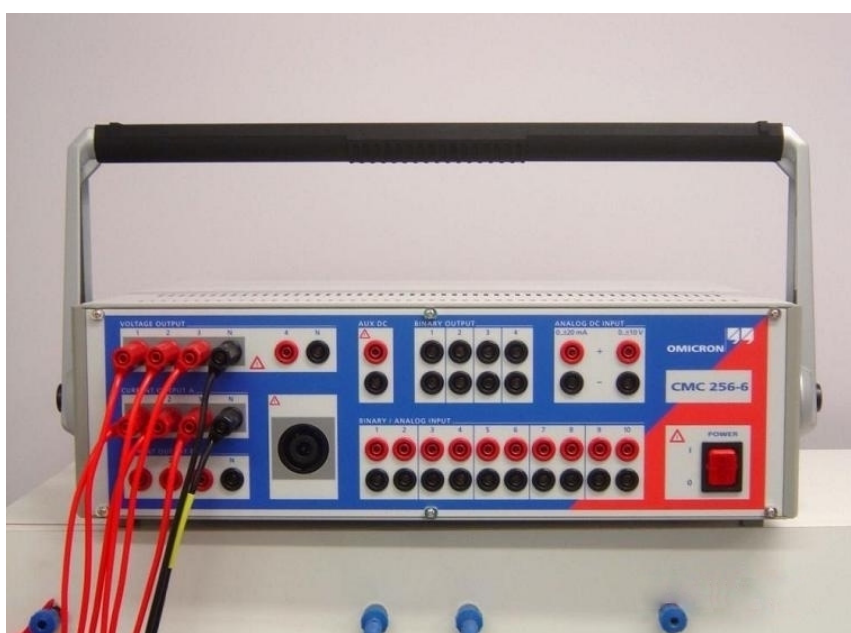


Figura 83 – Caixa de testes do relés CMC-256 da OMICROM

Assim arranjado, o relé SEL-421 foi testado para cada conjunto de três tensões e três correntes obtidas das simulações no ATP. O relé foi submetido a cada falta considerada, 20 vezes, com um intervalo de 8 s entre cada teste. Este intervalo é um tempo dedicado a estabilização do equipamento. Ao todo foram realizados 3.100 ensaios.

Para cada ensaio registrava-se a resposta do relé, ou seja, se o mesmo operava em primeira zona (instantânea) ou em segunda zona (temporizada). A partir da análise do comportamento do relé, tornou-se possível mensurar a influência das variações de resistividade do solo na tomada de decisão do mesmo. Das análises realizadas foram então extraídas as relações entre o percentual de erro da atuação do relé e a resistividade do solo, as quais estão ilustradas pela Figura 84.

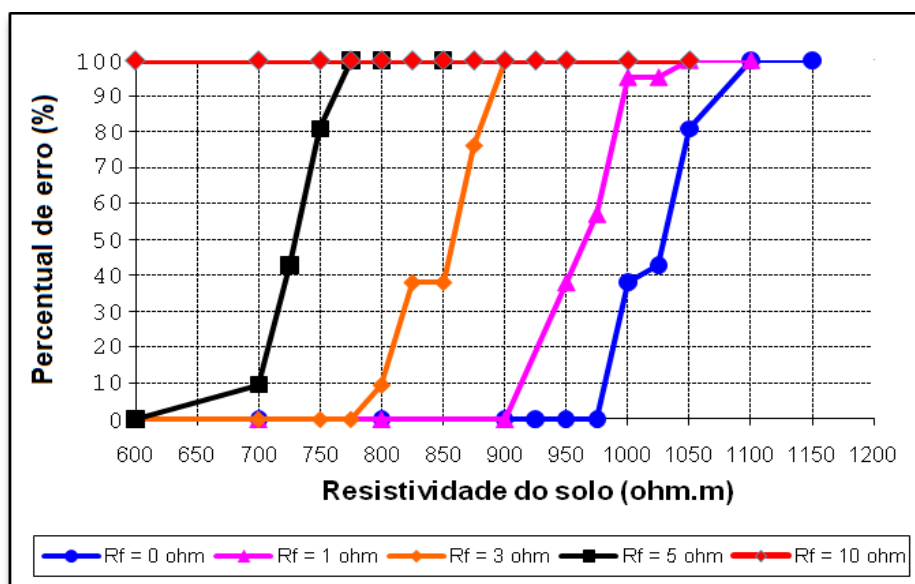


Figura 84 – Percentual de erro para fluxo de potência exportado.

Cabe mencionar que o percentual de erro na tomada de decisão do relé tem sido adotada neste trabalho como sendo a resposta do mesmo para o conjunto de faltas no final do trecho protegido, considerando as condições prevalentes do sistema, nas quais incluem as possíveis diferenças da resistividade do solo em relação à nominal. Assim, as curvas ilustradas pela Figura 84 referem-se às respostas do relé SEL-421 diante das faltas F-T com as resistências de falta em 0, 1, 3, 5, 10 Ω , em fluxo de potência exportado, para os diferentes valores de resistividade de solo.

Com base nos gráficos obtidos e apresentados na Figura 84, pode-se observar claramente a influência da resistividade do solo na tomada de decisão do relé. À medida que a

resistividade do solo aumenta e se aproxima de valores particulares a cada curva, o relé começa a entrar em uma região de incerteza quanto à zona em que a falta se localiza. Observa-se que com o aumento da resistência de falta, o incremento no valor da resistividade do solo, necessário para a entrada na região de incerteza, é menor.

Os mesmos testes foram repetidos no relé SEL-421 para medições feitas (sinais obtidos no ATP) no terminal oposto (Botucatu) do sistema simulado. Neste caso então, as medições do relé estão sob o efeito do fluxo importado.

Para fins ilustrativos, a Figura 85 mostra as correntes trifásicas medidas no terminal de Botucatu para resistividades do solo em 600 Ωm , 800 Ωm e 1150 Ωm , na ocorrência de uma falta F-T sólida. Cabe mencionar que para valores maiores que 1150 Ωm , o relé errou para a grande maioria dos ensaios realizados.

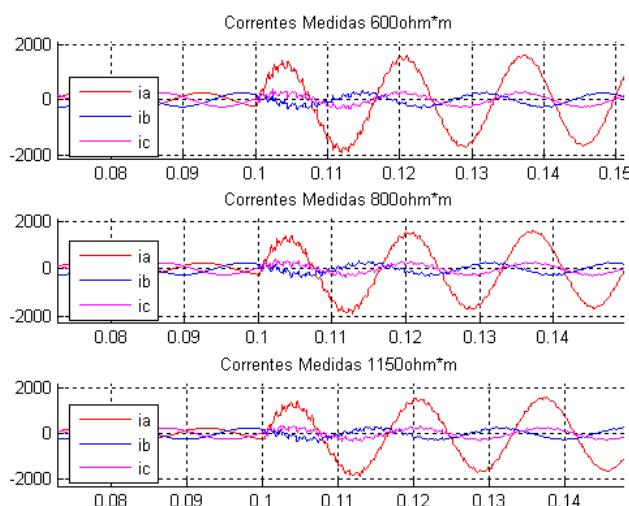


Figura 85 – Formas de onda das correntes, para falta F-T, $R_f=0$, e $\rho_1=600\Omega\text{m}$, $\rho_2=800\Omega\text{m}$ e $\rho_2=1150\Omega\text{m}$, fluxo de potência importado

Por sua vez, a Figura 86 ilustra as trajetórias das impedâncias calculadas nos *loops* da fase A, para o terminal de Botucatu, na ocorrência de uma falta F-T, para as resistividades do solo em 600 Ωm , 800 Ωm e 1150 Ωm . O terminal apresenta fluxo de potência importado e o relé é ajustado para o valores nominais do sistema, em que a resistividade do solo vale 600 Ωm .

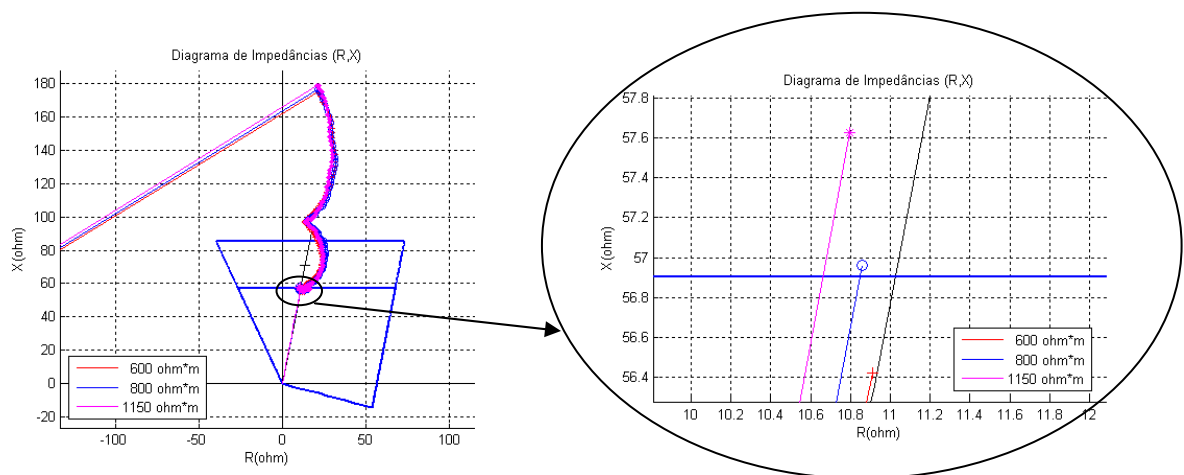


Figura 86 – Trajetória da impedância calculada no loop F-T,, $R_f=0 \Omega$, e $\rho_1=600\Omega m$ e $\rho_2=800\Omega m$ e $1150\Omega m$ fluxo de potência importado

Já a Figura 87 apresenta as curvas que relacionam a variação da resistividade do solo com o percentual de erro na tomada de decisão do relé, para as medições efetuadas no terminal de Botucatu, onde fluxo agora é importado. Em outras palavras, para a medição em Chavante as faltas ocorrem a 0,79 pu de Chavante. Para medição em Botucatu, as faltas ocorrem a 0,79 pu de Botucatu, sendo neste terminal as mesmas condições anteriores de fluxo de Chavante para Botucatu.

Observa-se que o sub-alcance para o fluxo de potência importado é mais pronunciado, pois, como visto anteriormente, o fluxo de potência faz com que a parcela resistiva da impedância do loop F-T comporte-se como um valor complexo, passando a existir uma parcela de “reatância” na impedância calculada ou calculada. Este efeito somado ao aumento da resistividade do solo, acarreta em um sub-alcance acentuado.

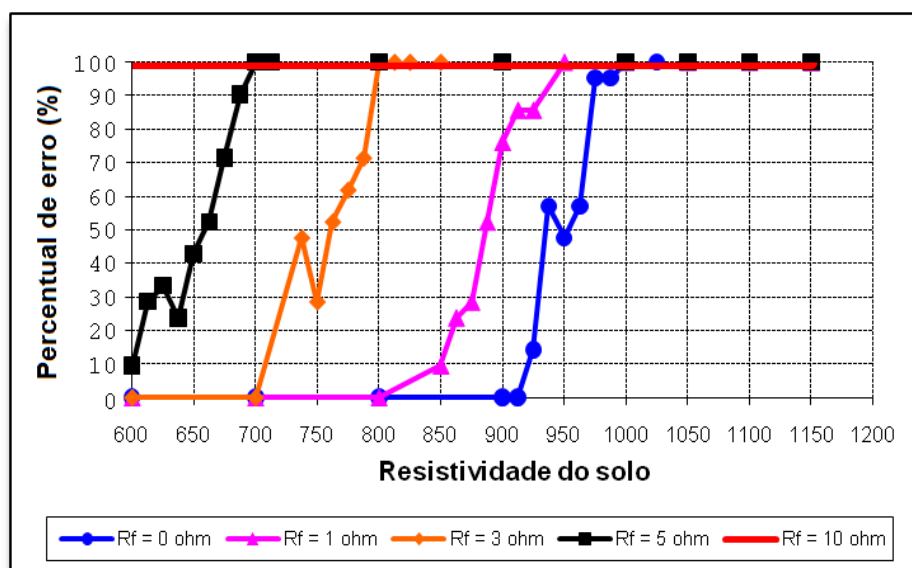


Figura 87 – Percentual de erro para fluxo de potência importado

Todos os testes confirmam, evidentemente, como a resistência de falta influencia de forma considerável a exatidão dos relés. Pode-se observar que tanto para fluxo de potência exportado como para o fluxo importado, quanto maior a resistência de falta, menor o incremento no valor da resistividade do solo necessário à entrada da resposta do relé na zona de incerteza de atuação.

Finalmente, como análise adicional dos resultados obtidos com os testes nos relés, chegou-se a duas características importantes. A primeira delas está na Figura 88, cujo gráfico relaciona a variação da impedância de seqüência positiva com a variação da resistividade do solo. Observa-se que o componente de seqüência positiva não sofre considerável variação. A segunda característica é a dependência do componente de seqüência zero em função da resistividade do solo, conforme mostra a Figura 89.

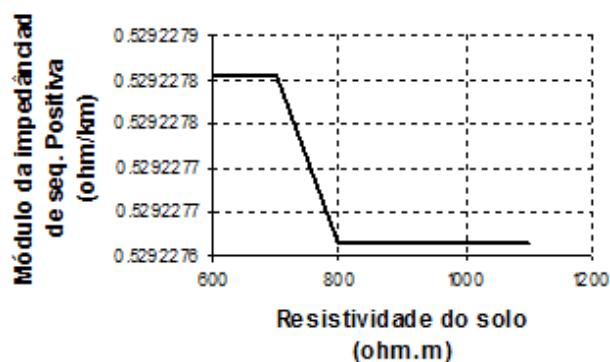


Figura 88 – Variação da impedância de seqüência positiva frente a variações da resistividade do solo

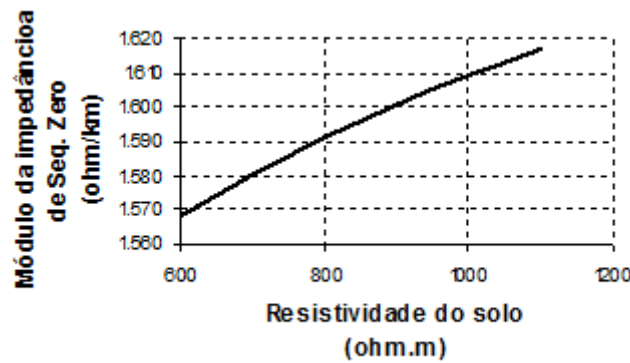


Figura 89 – Variação da impedância de seqüência zero frente a variações da resistividade do solo

Já em neste último caso, tal variação nem sempre pode ser desprezada, uma vez que tal comportamento incompatibiliza os valores reais do sistema com os ajustes do relé, inserindo erros na compensação da corrente para o cálculo da impedância do *loop* da fase defeituosa.

Conforme apresentado no capítulo 3, a tensão medida no terminal onde está instalado o relé pode ser expressa em função da corrente medida, da corrente residual, da porção da impedância total da linha em termos de seqüência positiva e de um fator de compensação de terra, como apresentado pela equação (6.1).

$$\dot{V}_A = r \cdot \vec{Z}_1 \cdot \left(\dot{I}_A + \vec{K}_{0T} \cdot \dot{I}_R \right) \quad (6.1)$$

Sendo,

$\vec{K}_{0T}$, resultado da equação: $(\vec{Z}_0 - \vec{Z}_1) / 3\vec{Z}_1$;

r a parcela da linha de transmissão sob falta, em pu;

$\dot{I}_R$ a corrente residual $3\dot{I}_0$.

Deve-se observar que na prática, dependendo do algoritmo de proteção (ver seção 5.2.1), a corrente medida ($\dot{I}_a$) é compensada, de forma que a relação $\dot{V}_a / \dot{I}_a$ resulte apenas na parcela de impedância $r\vec{Z}_1$, referente ao trecho entre o relé e o ponto de falta.

Desta forma, resulta em:

$$\vec{Z}_{calculado} = r\vec{Z}_1 \cdot \frac{\left(\dot{I}_a + \vec{K}_{0r} \cdot \dot{I}_r \right)}{\left(\dot{I}_a + \vec{K}_{0c} \cdot \dot{I}_r \right)} \quad (6.2)$$

O fator $\vec{K}_{0r}$ é próprio da tensão nas condições operativas e o fator $\vec{K}_{0c}$ é calculado e inserido no relé (registrado a priori) a partir dos valores das impedâncias da LT obtidas de projeto.

Na compensação da corrente $\dot{I}_a$, a igualdade $\vec{K}_{0r} = \vec{K}_{0c}$ deve ser verificada, pois a impedância calculada deve ser obtida em termos da impedância de seqüência positiva da linha protegida. Quando ocorre alguma variação da impedância de seqüência zero no sistema, ocorre também a desigualdade ($\vec{K}_{0r} \neq \vec{K}_{0c}$) e, conseqüentemente, erros são inseridos ao cálculo da impedância de falta.

6.6 Método Adaptativo para Compensação das Impedâncias da Linha de Transmissão

Diante da última consideração mencionada na seção 6.4, partiu-se para um desenvolvimento que pudesse resolver a questão dos erros inseridos pelas variações das impedâncias série da linha protegida. A principal idéia é a de um método adaptativo que automaticamente faça pequenos reajustes no relé de distância, sendo tais correções baseadas na estimação dos parâmetros da linha de transmissão durante a operação da mesma.

O algoritmo de estimação de parâmetros é formulado a partir das equações que regem o comportamento das linhas de transmissão, Tais equações são conhecidas há muitos anos, mas apenas com o advento da nova tecnologia denominada medição fasorial sincronizada, através dos PMUs (*Phasor Measurement Unit*), tornou-se possível a implementação deste algoritmo, o qual é capaz de estimar em tempo real as impedâncias séries e shunts de uma linha de transmissão, tanto no domínio de fase, quanto no domínio modal ou seqüencial.

Para que a implementação deste equacionamento seja possível é necessário que as medições de tensão e de corrente sejam sincronizadas no tempo com precisão da ordem de

micro-segundos, o que só é possível através da instalação de PMUs (Jeyasura, 1993), (Phadke, 1993), (Kurokawa, 2006).

As relações entre os fasores de tensão e de corrente em ambos os terminais são dadas pelas equações.

$$\dot{V}_{Si} = \dot{V}_{Ri} \cdot \cosh(\gamma_i \cdot l) + \bar{Z}_{Ci} \dot{I}_{Ri} \sinh(\gamma_i \cdot l), \quad i = 0, 1, 2 \quad (6.3)$$

$$\dot{I}_{Si} = \left(\dot{V}_{Ri} / \bar{Z}_{Ci} \right) \sinh(\gamma_i \cdot l) + \dot{I}_{Ri} \cosh(\gamma_i \cdot l), \quad i = 0, 1, 2 \quad (6.4)$$

Onde,

$\dot{V}_{Si}, \dot{V}_{Ri}$ tensões medidas nos terminais transmissor e receptor;

$\dot{I}_{Si}, \dot{I}_{Ri}$ correntes medidas nos terminais transmissor e receptor;

$\bar{Z}_{Ci}$ impedância característica;

γ_i constante de propagação;

l comprimento total da linha;

i seqüência de fase 0, 1 e 2;

Com as tensões e correntes sendo medidas sincronamente, a impedância característica ($\bar{Z}_{Ci}$); a constante propagação da linha (γ_i); bem como o parâmetro ($\bar{K}_i$), podem ser calculados a cada pequeno intervalo de tempo pelas equações (6.5), (6.6) e (6.7).

$$\bar{Z}_{Ci} = \frac{\dot{V}_{Si}^2 - \dot{V}_{Ri}^2}{\dot{I}_{Si}^2 - \dot{I}_{Ri}^2}, \quad i = 0, 1, 2 \quad (6.5)$$

$$\gamma_i = \frac{\cosh(K_i)}{l}, \quad i = 0, 1, 2 \quad (6.6)$$

$$\bar{K}_i = \frac{\dot{V}_{Si} \dot{I}_{Si} + \dot{V}_{Ri} \dot{I}_{Ri}}{\dot{V}_{Si} \dot{I}_{Ri} + \dot{V}_{Ri} \dot{I}_{Si}}, \quad i = 0, 1, 2 \quad (6.7)$$

Sabe-se que os parâmetros das linhas de transmissão são diretamente relacionados com a impedância característica e a constante de propagação da linha de transmissão, conforme as equações (6.8) e (6.9).

$$\gamma_i = \sqrt{(R_i + j\omega L_i) \cdot j\omega C_i}, \quad i = 0, 1, 2 \quad (6.8)$$

$$\bar{Z}_{Ci} = \sqrt{(R_i + j\omega L_i) / j\omega C_i}, \quad i = 0, 1, 2 \quad (6.9)$$

Onde ω é a frequência angular do sistema.

Assim sendo, mediante ao cálculo das grandezas ($\bar{Z}_{Ci}$) e (γ_i), os valores de resistência (R), indutância (L) e capacitância (C) da linha de transmissão podem ser obtidas a partir das equações (6.10) a (6.12). A condutância (G) foi aqui desprezada.

$$R_i = \text{real}(\gamma_i \cdot \bar{Z}_{Ci}), \quad i = 0, 1, 2 \quad (6.10)$$

$$L_i = \text{imag}(\gamma_i \cdot \bar{Z}_{Ci}) / \omega, \quad i = 0, 1, 2 \quad (6.11)$$

$$C_i = \text{imag}(\gamma_i / \bar{Z}_{Ci}) / \omega, \quad i = 0, 1, 2 \quad (6.12)$$

Deve-se observar que tais elementos são obtidos em termos de componentes simétricas (0, 1 e 2) em linhas transpostas. Cabe, entretanto, enfatizar que mesmo em uma linha transposta existirá um pequeno desequilíbrio natural nas grandezas de tensão e de corrente, o que torna factível o cálculo dos parâmetros de seqüência zero (ou modo terra). Uma vez tendo os parâmetros *on-line* no domínio dos componentes seqüenciais, pode-se então fazer os necessários reajustes nos relés.

Desse modo, mediante o modelo matemático acima mencionado, a idéia é estabelecer um sistema adaptativo de relés de distância através de PMUs, conforme mostra a Figura 90.

Para o caso específico deste estudo, os valores das atuais impedâncias de seqüência podem ser transmitidos e registrados nos relés instalados nos terminais da linha, de forma a compensar por completo as variações da impedância de seqüência zero, provenientes das alterações da resistividade do solo.

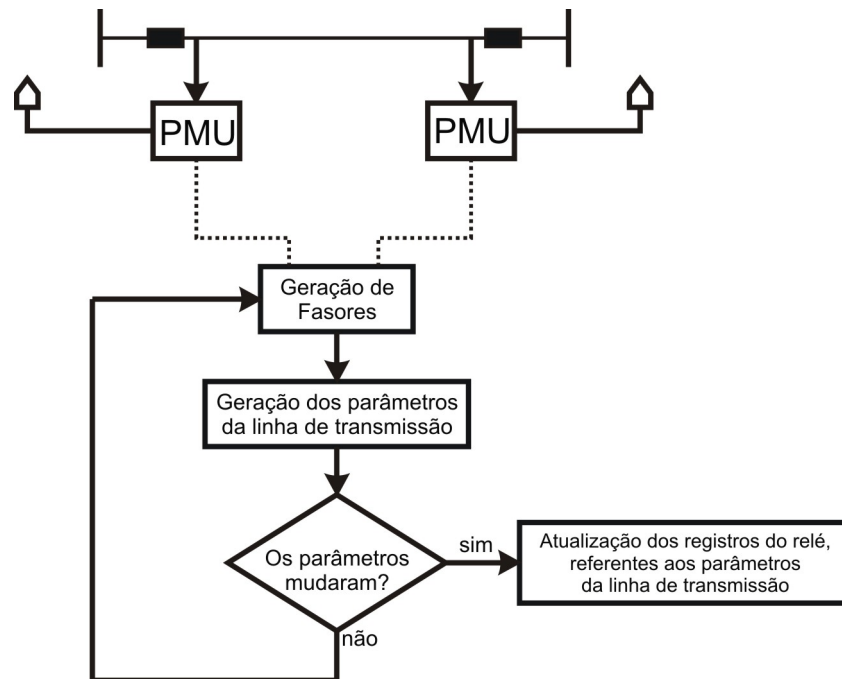


Figura 90 – Método proposto para o ajuste adaptativo do relé de distância

O sistema apresentado na Figura 90 foi implementado no Matlab, utilizando-se dos dados registrados nas simulações via ATP, onde os sinais de tensão e de corrente, tanto em regime permanente quando durante faltas, são intrinsecamente sincronizados, emulando assim um sistema de PMUs.

Dois procedimentos foram então adotados para a verificação das novas condições:

a) Verificação do método adaptativo por meio de simulações em Matlab

O algoritmo de proteção denominado *algoritmo A* (seção 5.2.1), foi aplicado com ajustes fixos e reajustado com os valores de $\bar{Z}_0$ e $\bar{Z}_1$ para cada novo caso. Os resultados podem ser observados pelo registro dos pontos da impedância calculada no diagrama R-X através do uso do Matlab.

A Figura 91 ilustra o limite reativo de primeira zona de atuação de uma proteção quadrilateral e os pontos referentes à impedância calculada durante a ocorrência de faltas F-T sólidas para o terminal de Chavante. Os pontos marcados em “X” são referentes às faltas F-T, com variação da resistividade do solo, aplicadas ao relé ajustado para os parâmetros nominais da linha de transmissão. Já os pontos marcados em “O” são referentes às mesmas ocorrências, porém aplicadas ao relé com os novos ajustes baseados nos valores dos parâmetros da linha antes da falta.

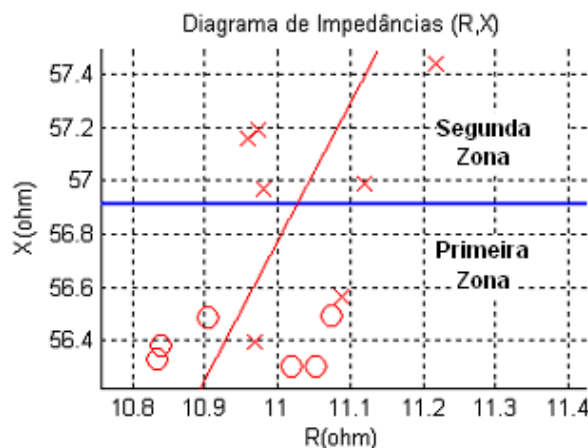


Figura 91 – Característica quadrilateral para faltas fase-terra

b) Testes do relé SEL-421

Cabe lembrar que os testes em laboratório, com os relés SEL-421, revelaram que para determinados valores de resistividade do solo, o mesmo possuía um maior percentual de erros. Porém, agora, nesta nova etapa da pesquisa, partiu-se para a verificação do comportamento do mesmo, caso o correto ajuste fosse executado para aquela condição operativa (p.ex.: $\rho = 650 \, \Omega \cdot m$, $R_F = 0, 1, 3, 5$ e $10 \, \Omega$, fluxo exportado). Realizado o reajuste, o relé passa (ou deveria passar) pelo mesmo conjunto de testes realizado anteriormente.

Entretanto, para estes novos testes, o ideal seria um sistema automático de reajustes do relé via uma porta de comunicação, para que os registros do mesmo fossem acessados e modificados. Infelizmente, como se trata de um protocolo proprietário, não foi possível o acesso ao relé de modo automático, significando que para cada novo evento era necessário o reajuste manual do mesmo.

Considerando o grande trabalho em se repetir manualmente cada conjunto de teste, somente alguns casos foram escolhidos para tal procedimento não automático. Isto não invalidou os resultados encontrados, demonstrando que o número de acertos do relé passa a ser maior quando o relé possui os parâmetros corretos em seus registros. As tabelas 11 e 12 apresentam um comparativo de atuação do relé antes e após a aplicação do método adaptativo.

Tabela 11 – Avaliação do desempenho do sistema adaptativo – Fluxo exportado

Características da falta	Caso convencional - ajuste fixo	Caso adaptativo - relé reajustado
$R_F = 0\Omega$	Acertos: 176 Erros: 97	Acertos: 273 Erros: 0
$R_F = 1\Omega$	Acertos: 108 Erros: 165	Acertos: 273 Erros: 0
$R_F = 3\Omega$	Acertos: 134 Erros: 139	Acertos: 273 Erros: 0
$R_F = 5\Omega$	Acertos: 56 Erros: 217	Acertos: 273 Erros: 0
$R_F = 10\Omega$	Acertos: 0 Erros: 273	Acertos: 271 Erros: 2

Tabela 12 – Avaliação do desempenho do sistema adaptativo – Fluxo importado

Características da falta	Caso convencional - ajuste fixo	Caso adaptativo - relé reajustado
$R_F = 0\Omega$	Acertos: 145 Erros: 191	Acertos: 336 Erros: 0
$R_F = 1\Omega$	Acertos: 129 Erros: 207	Acertos: 336 Erros: 0
$R_F = 3\Omega$	Acertos: 92 Erros: 244	Acertos: 336 Erros: 0
$R_F = 5\Omega$	Acertos: 78 Erros: 258	Acertos: 323 Erros: 11
$R_F = 10\Omega$	Acertos: 0 Erros: 336	Acertos: 188 Erros: 143

6.7 Considerações Finais

Os resultados obtidos pelo estudo realizado foram obtidos de duas formas: a primeira foi a aplicação direta dos sinais de tensão e de corrente obtidos em simulação em um relé de proteção. A segunda foi a simulação do algoritmo do mesmo relé na plataforma computacional Matlab. Em ambos os casos, teste laboratorial e computacional, foram obtidas respostas semelhantes aos mesmos sinais aplicados, havendo assim a validação dos mesmos.

Pode-se observar de forma clara a forte influência da variação da resistividade do solo no desempenho da proteção de distância na ocorrência de faltas F-T no final do trecho protegido. Isto ocorre devido a relação direta entre a variação da resistividade com a variação da impedância de sequência zero da linha de transmissão.

A proteção de distância apresentou forte sub-alcance durante as faltas F-T, com o aumento da resistividade do solo, mesmo com a tendência de sobre-alcance ocasionada pela influência do fluxo de carga exportado (em faltas que possuem resistência adicionais).

Quando o efeito é compensado, a função de distância volta a apresentar apenas seus erros intrínsecos provenientes das condições operativas do sistema.

Finalmente, todo estudo foi coroado com a possibilidade de um arranjo de ajuste adaptativo apresentando melhorias consideráveis no desempenho do relé.

Capítulo 7

CONCLUSÃO

7.1 Conclusões Gerais

Esta dissertação apresentou os resultados da avaliação dos impactos de alguns fatores sistêmicos, associados às características das faltas fase-terra, sobre a exatidão das proteções de distância.

O trabalho foi dividido em duas partes distintas:

Primeira:

Na primeira analisou-se o desempenho de três algoritmos de proteção implementados em relés comerciais. Não se tratou da avaliação do filtro de estimação dos fasores tipo cosseno, bastante aplicado em equipamentos comerciais e adotado para o trabalho, mas do algoritmo de proteção, o qual consiste no cálculo da impedância até o ponto de falta e a sua avaliação quanto à tomada de decisão do relé.

Uma grande quantidade de faltas fase-terra, com diferentes resistências de falta em diversos locais de uma linha de transmissão de circuito duplo, foi simulada. Considerou-se um sistema real modelado e implementado no *Alternative Transient Program*. Nas simulações

levou-se em consideração também o fluxo de potência e a razão entre as impedância da fonte e da linha (*SIR*) e o acoplamento mútuo de seqüência zero entre as linhas. Com os sinais de tensão e de corrente registrados, obteve-se via Matlab as diferentes curvas de atuação para cada resistência de falta considerada, bem como as trajetórias das impedâncias calculadas para os três diferentes algoritmos de proteção.

A análise de desempenho destes algoritmos, apresentada no capítulo 5, compara as curvas de atuação de cada dispositivo com as curvas referentes aos valores exatos. O diagrama R-X representa uma boa ferramenta de auxílio na análise de uma forma mais ampla, sendo possível mensurar possíveis atuações indevidas para os casos mais críticos.

Finalmente, como parte da análise dos resultados, foi atribuído a cada algoritmo um grau de avaliação qualitativo, podendo o mesmo ser alto, médio ou baixo, para 4 critérios de comparação: (i) *variação do alcance reativo*; (ii) *variação do módulo da impedância calculada*; (iii) *sensibilidade a indutância mútua* e (iv) *erro inserido ao cálculo da impedância*. Tabelas comparativas foram também apresentadas no Cap. 5. Em termos gerais não se pode concluir que um algoritmo é melhor que outro e sim que cada um apresenta particularidades que o torna melhor em determinados aspectos.

A partir da análise das Tabela 4 a 7, pode-se concluir que o *algoritmo A* apresenta pontos fortes como a boa (alta) acomodação da resistência de falta e baixa sensibilidade a indutância mútua. O *algoritmo B* é menos sensível aos efeitos do sobre ou sub-alcance ocasionados pelo fluxo de carga. O *algoritmo C* apresenta boa acomodação da resistência de falta e baixa sensibilidade aos efeitos ocasionados pelo fluxo de carga de sobre ou sub-alcance.

A análise apresentada torna evidente a vulnerabilidade da proteção de distância frente a alguns fenômenos próprios que ocorrem durante uma falta fase-terra em sistemas de transmissão de circuitos duplos e malhados, comumente encontrados no sistema elétrico brasileiro. Assim sendo, os resultados apresentados, fornecem pistas para estudos mais avançados em proteção adaptativa no sentido de resolver tais questões. Uma das ferramentas que pode ser aplicada nestes estudos, envolvendo as condições encontradas em campo, é o RTDS - *Real Time Digital Simulator*.

Segunda:

A segunda parte principal deste trabalho é a análise da influência da variação da resistividade do solo sob a linha de transmissão. Tal variação tem origem principalmente nas condições ambientais.

Desse modo, procurou-se avaliar a sensibilidade de um destes algoritmos, quanto às variações da resistividade do solo, para faltas fase-terra próximas ao limite da primeira zona do relé.

A partir de simulações no ATP, dois estudos foram realizados:

(i) obtenção de curvas de sensibilidade de um relé comercial (SEL-421), face à aplicação, via caixa OMICROM, dos sinais de falta (fase-terra) obtidos nas simulações, as quais consideravam as resistências de falta associadas às mudanças da resistividade do solo.

(ii) testes com um algoritmo adaptativo modelado no Matlab de modo a avaliar o comportamento do relé para os mesmos sinais de falta obtidos nas simulações e a comprovação prática da melhoria do desempenho do relé SEL-421 no laboratório, quando reajustado com os valores indicados no algoritmo adaptativo.

Todo este estudo foi apresentado no Capítulo 6.

De fato, conclui-se que o relé de distância é vulnerável à variação da resistividade do solo para determinadas condições de falta, resistência de falta e fluxo.

O processo de incerteza se dá devido à alteração dos valores da impedância de retorno por terra durante a ocorrência de faltas F-T. Esta alteração é melhor observada em termos de componentes de seqüências, especificamente da seqüência zero, a qual afeta o fator de compensação ($\vec{K}_0$) da corrente. O valor da impedância de seqüência zero do sistema passa a ser diferente do registrado no relé, o que insere erros na obtenção da impedância calculada e por consequência erros na tomada de decisão.

Baseado nos testes realizados propõe-se neste trabalho um método adaptativo baseado nas equações características da linha de transmissão e o emprego de PMU, de modo que os erros inseridos na obtenção da impedância calculada pelo relé sejam mitigados. O método ajusta o parâmetro que sofre alteração devido às variações naturais da qualidade do

solo e a impedância de seqüência zero. Assim sendo, o relé passa operar dentro das tolerâncias previstas pelo fabricante.

7.2 Sugestões para trabalhos futuros

Os algoritmos apresentados no capítulo 5 podem ser submetidos à faltas com diferentes condições de contorno, bem como em diferentes tipos de linhas de transmissão. Seguem abaixo algumas sugestões:

- Realizar os testes a partir de modelos de linhas compensadas (compensação série fixa ou dinâmica), havendo assim a possibilidade de análise de diferentes fenômenos neste tipo de linha, tais como: inversões de corrente, inversão de tensão, atuação de proteção do banco de capacitor, etc.;
- Mensurar o desempenho dos algoritmos frente à faltas em sistemas com topologia de três terminais;
- Aplicar os sinais de corrente e tensão em outros relés encontrados no mercado, por meio de caixas de teste, sendo possível levantar as curvas de sensibilidade do equipamento para as condições de contorno definidas.

O estudo apresentado no capítulo 6 pode ser complementado com a aplicação de relés de outros fabricantes, nas mesmas condições de contorno. Seguem abaixo algumas sugestões:

- Aplicar a relés de diferentes fabricantes, sinais provenientes de modelos que apresentam as mesmas condições de contorno, havendo assim a possibilidade de se traçar curvas de sensibilidade comparáveis em um plano de escala comum;
- Aplicar o estudo a condições de redução da resistividade do solo, para faltas em segunda zona, verificando-se o efeito de sobre-alcance;
- Aplicar a medição sincronizada, via PMU, na proteção de sistemas elétricos com foco em proteções tipicamente unitárias, como a função diferencial de linhas. A partir da aplicação de medições sincronizadas pode-se obter a coordenação de proteções unitárias adjacentes.

Capítulo 8

BIBLIOGRAFIA

ABB POWER TECHNOLOGIES AB. **Application manual Protect Line high speed distance protection terminal REL 531*2.5**. Rev. B, No. 1MRK 506 178-UEN, dec 2006, Västerås - Sweden.

ANDERSON, P. M. **Power System Protection**. New York: IEEE Press and Wiley-Interscience, A John Wiley & Sons, Inc., Publication, 1998.

AGRASAR, M.; URIONDO, F.; HERNÁNDEZ J. R. Evaluation of Uncertain in Double Line Distance. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 13, n. 4, p. 1033-1039, oct 1998.

AVIZIENIS, A.; LAPRIE, J. C.; RANDELL, B. Fundamental Concepts of Dependability. **Newcastle University Report**, no. CS-TR-739.

CODLING, J. D. at al. Adaptive Relaying. A New Direction in Power System Protection. **IEEE Potentials**, v. 15, p. 28-33, mar. 1996.

DOMMEL, H. W. **EMTP Theory Book**. 2. ed. v. 1. Vancouver: Microtran Power System Corporation. 1992

EISSA, M. M.; MASOUD, M. A Novel Digital Distance Relaying Technique for Transmission Line Protection. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 16, n. 3, p. 380-384, jul 2001.

EREZZAGHI, M. E.; CROSSLEY, P. A. The Effect Resistance Faults On A Distance Relay. POWER ENGINEERING SOCIETY GENERAL MEETING. 7., 2003, **anais**. 7., 2003. v. 3, p. 2133.

GEC MEASUREMENTS. **Protective Relays - Application Guide**. 3. ed. v. 1. Stafford: St Leonards works. 1987

GU, J. C.; YU, S. L. Removal of DC Offset in Current and Voltage Signals Using a Novel Fourier Filter Algorithm. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 15, n. 1, p. 73-79, jan 2000.

HOROWITZ, S. H.; PHADKE, A. G. Third Zone Revisited. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 21, n. 1, p. 23-29, jan 2006.

HU, Y. et al. An Adaptive Scheme for Parallel-line Distance Protection. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 17, n. 1, p. 105-110, jan 2002.

IEEE Standard Common Format for Transient Data Exchange (COMTRADE) for Power Systems, **IEEE Std C37.111-1999**.

IONI, T. F.; MCLAREN, P. G. Single Ended Protection Scheme Phase Double Circuit Lines. **IEEE Wescanex '95 Proceedings**, n. 95, p. 117-122, jan 1995.

JEYASURYA, B.; RAHMAN, M. A. Simulation of Transmission Line Fault Locators in a Personal Computer. **IEEE Transactions on Industry Application**, v. 27, n. 2, p. 299-302. PHADKE, A. G. Synchronized Phasor Measurements in Power Systems. **IEEE Computer Applications in Power**, p. 10-15, 1993.

JIANG, J. et al. Digital Protective Relaying Algorithms for Double Circuit Lines Protection. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 17, n. 1, p. 105-110, jan 2002.

JONGEPIER, A. G.; VAN DER SLUIS, L. Adaptive Distance Protection of a Double-Circuit Line. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 9, n. 3, p. 1289-1297, jul 1994.

JUNG, C. H.; SHIN, D. J.; KIM, J. O. Adaptive Setting of Digital Relay for Transmission Line Protection. **POWER SYSTEM TECHNOLOGY**, 2000, Perth Australian. **artigo**. Perth Australian. 2000. v.3, p. 1465-1468.

KUROKAWA S.; PISSOLATO J.; TAVARES M. C. A New Procedure to Derive Transmission-Line Parameters: Applications and Restrictions. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 21, n. 1, p. 492-498, jan 2006.

LIAO, Y.; ELANGO VAN, S. Digital Distance Relaying Algorithm for First Zone Protection for Parallel Transmission Line. **IEE Proc.-Gener. Transm. Distrib.**, v. 145, n. 5, p. 531-536, sep 1998.

MASCHER, L. J. D. Ajuste Adaptativo para Relés de Distância Baseado em PMU. **IX Seminário Técnico de Proteção e Controle**. Belo Horizonte, Brasil. **artigo**. 2008. p. 324-334, jun 2008.

MASCHER, L. J. D. Ajuste Adaptativo para Relés de Distância Baseado em PMU. **Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos**. Campina Grande, Brasil. **artigo**. 2008, jun 2008.

MASON, C. R. **The Art & Science of Protective Relaying**. 1. ed. v. 1. New York: John Wiley & Sons Inc. 1956.

MONTEIRO, J. S.; et al Linhas de transmissão Acopladas: Cálculo de Parâmetros para estudos de Fluxo de Potência. **SBSE – Seminário Técnico de Proteção e Controle**. 06, 2006, Campina Grande, Brasil. Artigo. Campina Grande: 2006. p. 1-6.

ORDACGI, J. M. F.; MORAES, R. M.; SOLLERO, R. B.; Effects of Polarizing Voltages on The Choice of Distance Protections for Series Compensated Transmission Lines. **CIGRÈ - Study Committee B5 Colloquium**, Calgary, Canadá. Artigo. Calgary: 2005. p. 302-1 – 302-8. sep 2005.

OSMAN, A. H.; MALIK, O. P. Protection of Parallel Transmission Lines Using Wavelet Transform. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 19, n. 1, p. 49-55, jan 2004.

PHADKE, A. G.; THORP, J. T. **Computer Relaying for Power Systems**. New York: John Wiley & Sons Inc. 1988.

PHADKE, A. G. Synchronized Phasor Measurements in Power Systems. **IEEE Computer Applications in Power**, p. 10-15, 1993.

PHADKE, A. G.; HOROWITZ, S. H. Adaptive Relaying. **IEEE Computer Applications in Power**, v. 3, n. 4, p. 43-51, jul 1990.

ROBERTS J. et al. $Z=V/I$ Não Faz Um Relé de Distância. 20º ANNUAL WESTERN PROTECTIVE RELAY CONFERENCE, 10. , 1993, Washington. **artigo**. Washington: 1993. p. 1-21.

SCHWEITZER, E. O.; ROBERTS, J. Distance Relay Element Design. 46º ANNUAL CONFERENCE FOR PROTECTIVE RELAY ENGINEERS, 04. , 1993, Texas A&M University. **artigo**. Texas 1993. p. 1-26.

SIEGEL, S., CASTELLAN, N. J. J. **Estatística Não-Paramétrica para Ciências do Comportamento**. 2 ed. v. 1. Porto Alegre: Artmed. 2006

SILVEIRA P. M., SEABRA R., ZÜRN H. H. Seleção de Fases em Relés Numéricos de Linhas de Transmissão Baseada em Análise Multi-Resolução Via Transformada Wavelet. **Revista Controle & Automação**, v. 13, n.3, dez 2002.

SKOK, S.; MARUSIC, A. The Self-Organizing Network Applied to Adaptive Distance Protection. **IEEE**, p. 991-994, 2000.

SKOK, S.; TESNJAK, S.; VRKIC, N. A. Double Circuit Line Adaptive Protection Considering Different Operation and Switching Modes. POWER SYSTEMS CONFERENCE AND EXPOSITION. IEEE PES, 10., 2004, New York. **anais**. 2004. p. 613-617.

TRIOLA, M. F. **Introdução a Estatística**. 10. ed. v. 1. Rio de Janeiro: LTC. 2008

WARRINGTON, A. R. V. C. **Protective Relays - Their Theory and Practice**. 2. ed. v. 1. London: Chapman and Hall. 1974.

XIA, Y. Q.; LI, K. K.; DAVID, A. K. Adaptive Relay Setting for Stand-Alone Digital Distance Protection. **IEEE Transactions on Power Delivery**, v. 9, n. 1, p. 480-490, jan 1994.

ZOCHOLL, S. E. **Análise e Aplicação de Transformadores de Corrente**. 1. ed. v. 1. Schweitzer Engineering Laboratories, Inc. 2004.

Apêndice A – Sinais Aplicados

A.1 Sinais aplicados aos estudos

A.1.1 Linha Defeituosa

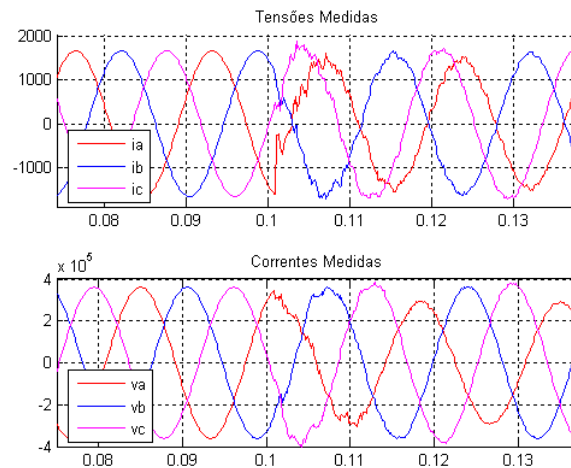


Figura 92 – Tensões da barra de Ilha Solteira e correntes da linha defeituosa do terminal de Ilha Solteira – Ilha Solteira - falta F-T, $I = 0,8\text{pu}$, $R_f = 00\Omega$

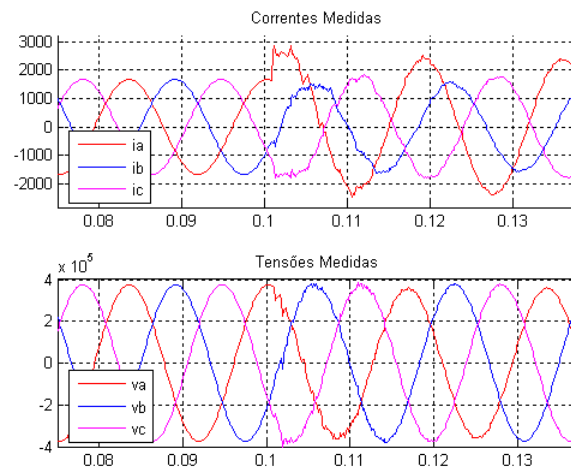


Figura 93 – Tensões da barra de Ilha Solteira e correntes da linha defeituosa do terminal de Ilha Solteira – Ilha Solteira - falta F-T, $I = 0,8\text{pu}$, $R_f = 05\Omega$

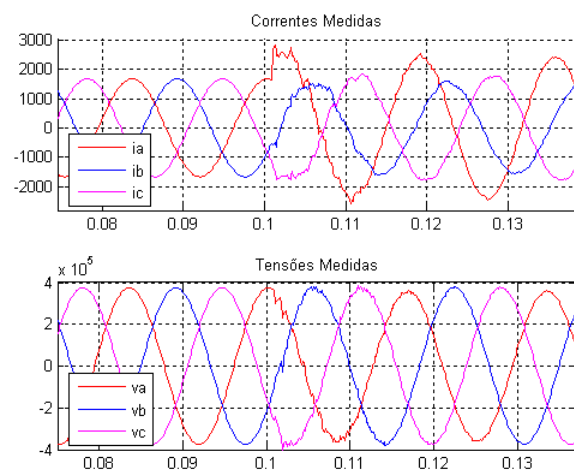


Figura 94 – Tensões da barra de Ilha Solteira e correntes da linha defeituosa do terminal de Ilha Solteira – Ilha Solteira - falta F-T, $I = 0,8pu$, $R_f = 10\Omega$

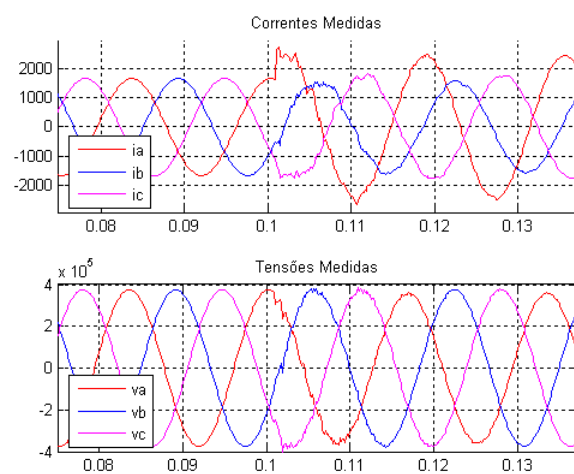


Figura 95 – Tensões da barra de Ilha Solteira e correntes da linha defeituosa do terminal de Ilha Solteira – Ilha Solteira - falta F-T, $I = 0,8pu$, $R_f = 20\Omega$

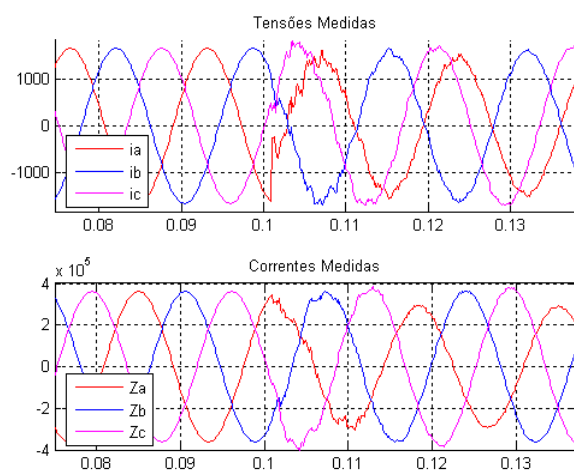


Figura 96 – Tensões da barra de Araraquara e correntes da linha defeituosa do terminal de Araraquara, falta F-T, $I = 0,8\text{pu}$, $R_f = 00\Omega$

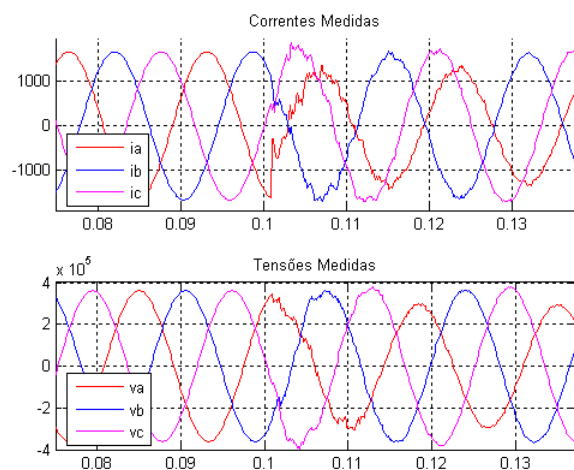


Figura 97 – Tensões da barra de Araraquara e correntes da linha defeituosa do terminal de Araraquara, falta F-T, $I = 0,8\text{pu}$, $R_f = 05\Omega$

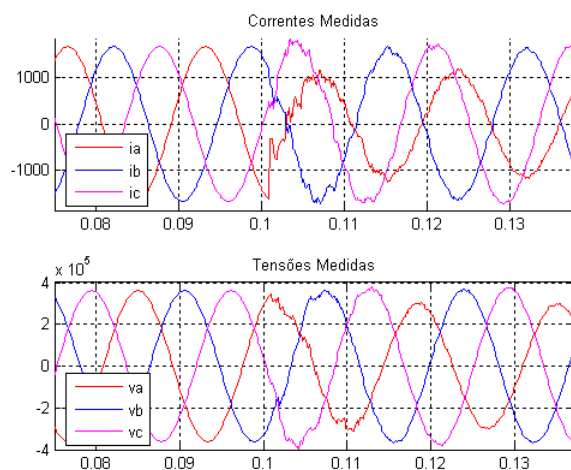


Figura 98 – Tensões da barra de Araraquara e correntes da linha defeituosa do terminal de Araraquara, falta F-T, $I = 0,8pu$, $R_f = 10\Omega$

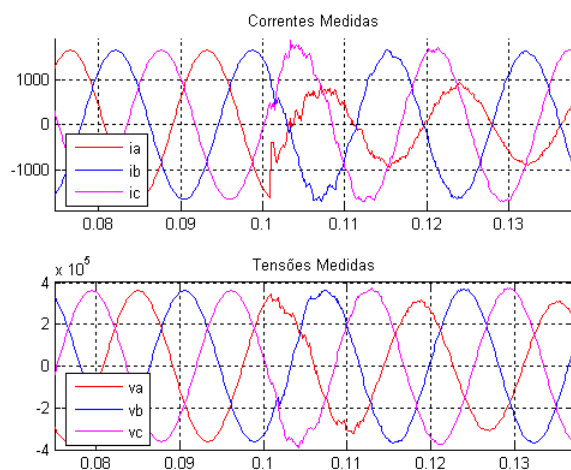


Figura 99 – Tensões da barra de Araraquara e correntes da linha defeituosa do terminal de Araraquara, falta F-T, $I = 0,8pu$, $R_f = 20\Omega$

A.1.2 Linha Sã

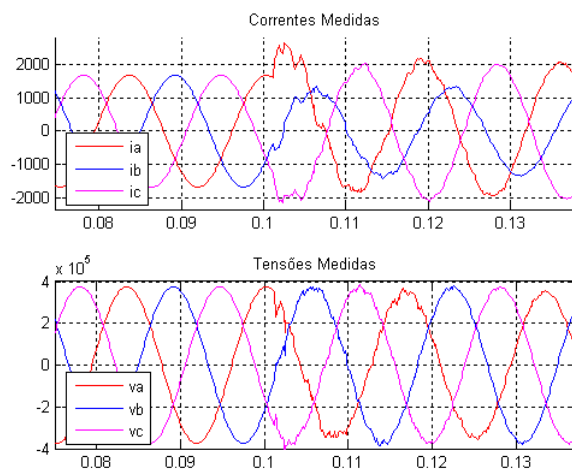


Figura 100 – Tensões da barra de Ilha Solteira e correntes da linha sã do terminal de Ilha Solteira, falta F-T, $I = 1\text{pu}$, $R_f = 00\Omega$

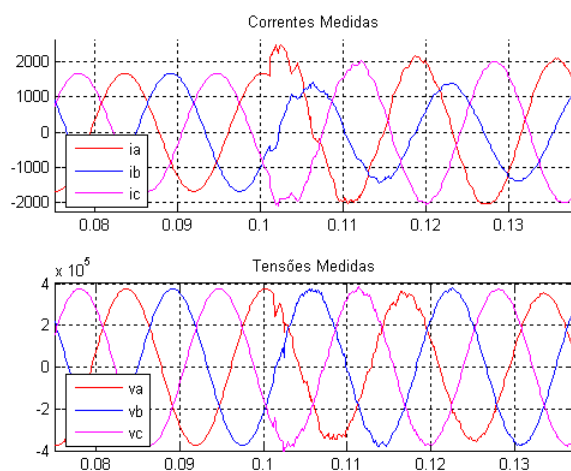


Figura 101 – Tensões da barra de Ilha Solteira e correntes da linha sã do terminal de Ilha Solteira, falta F-T, $I = 1\text{pu}$, $R_f = 05\Omega$

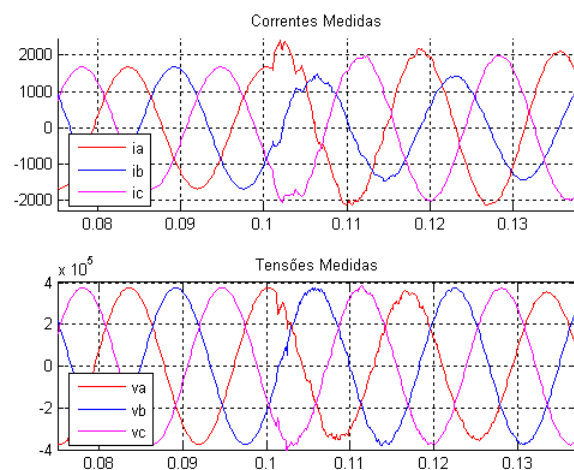


Figura 102 – Tensões da barra de Ilha Solteira e correntes da linha sã do terminal de Ilha Solteira, falta F-T, $I = 1\text{pu}$, $R_f = 10\Omega$

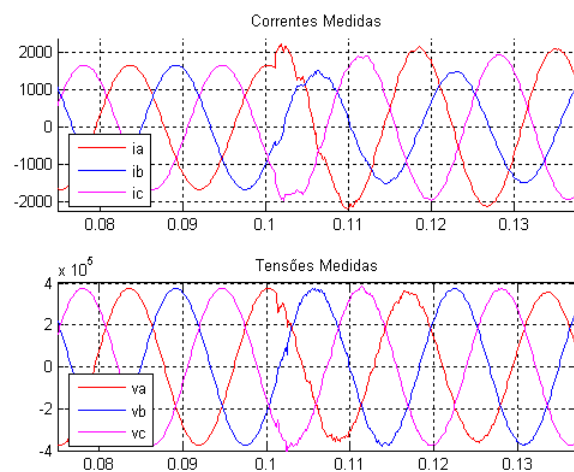


Figura 103 – Tensões da barra de Ilha Solteira e correntes da linha sã do terminal de Ilha Solteira, falta F-T, $I = 1\text{pu}$, $R_f = 20\Omega$

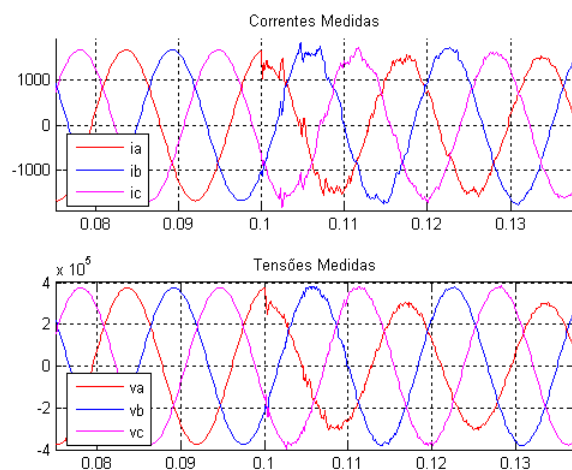


Figura 104 – Tensões da barra de Ilha Solteira e correntes da linha sã do terminal de Ilha Solteira, falta F-T, $I = 0,1\text{pu}$, $R_f = 00\Omega$

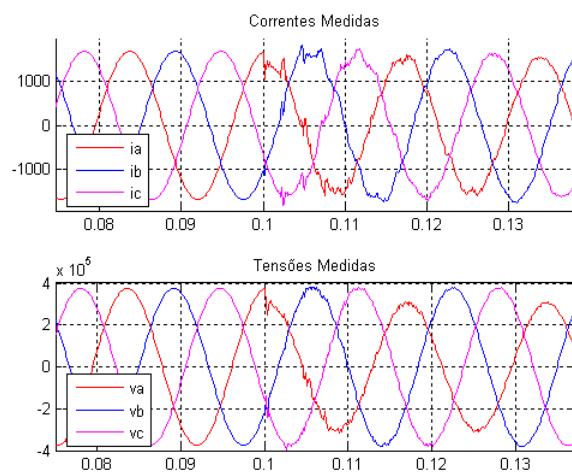


Figura 105 – Tensões da barra de Ilha Solteira e correntes da linha sã do terminal de Ilha Solteira, falta F-T, $I = 0,1\text{pu}$, $R_f = 05\Omega$

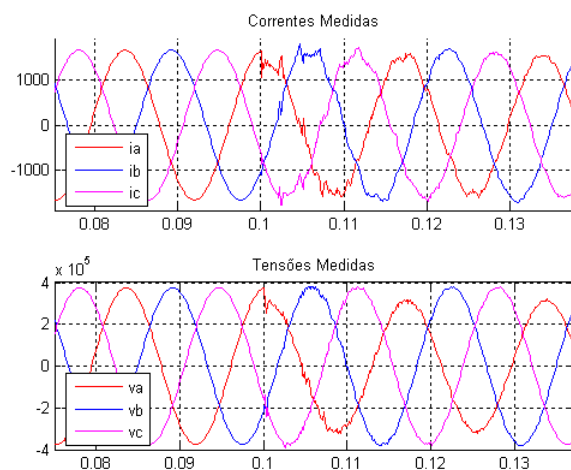


Figura 106 – Tensões da barra de Ilha Solteira e correntes da linha sã do terminal de Ilha Solteira, falta F-T, $I = 0,1\text{pu}$, $R_f = 10\Omega$

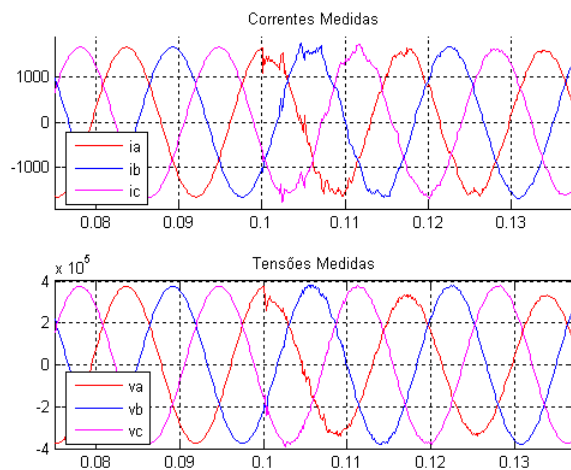


Figura 107 – Tensões da barra de Ilha Solteira e correntes da linha sã do terminal de Ilha Solteira, falta F-T, $I = 0,1\text{pu}$, $R_f = 20\Omega$

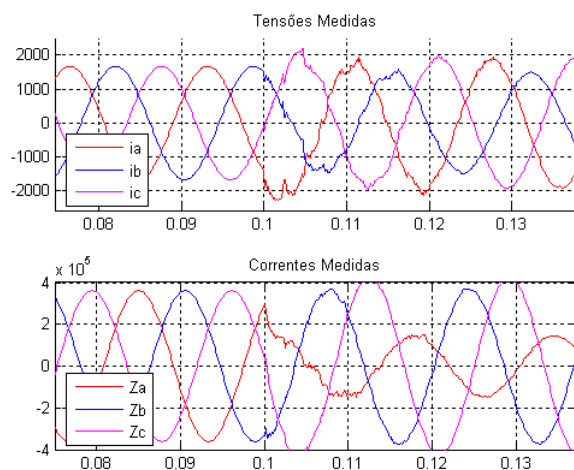


Figura 108 – Tensões da barra de Araraquara e correntes da linha são do terminal de Araraquara, falta F-T, $I = 0,1\text{pu}$, $R_f = 00\Omega$

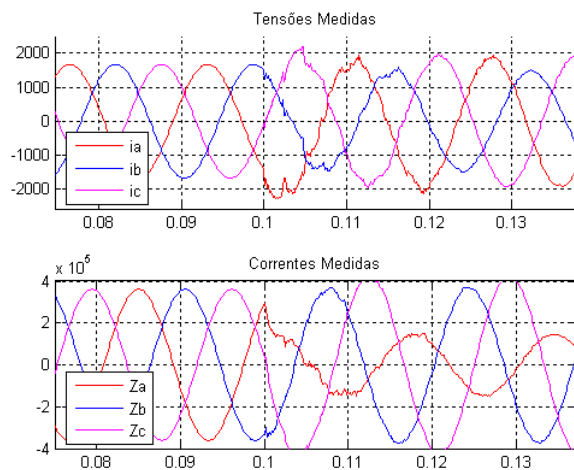


Figura 109 – Tensões da barra de Araraquara e correntes da linha são do terminal de Araraquara, falta F-T, $I = 0,1\text{pu}$, $R_f = 05\Omega$

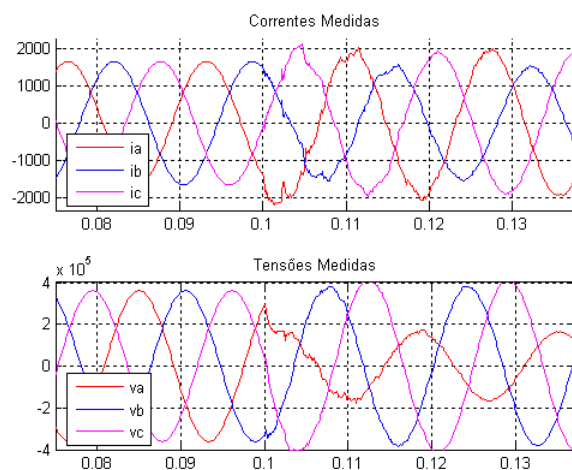


Figura 110 – Tensões da barra de Araraquara e correntes da linha são do terminal de Araraquara, falta F-T, $I = 0,1\text{pu}$, $R_f = 10\Omega$

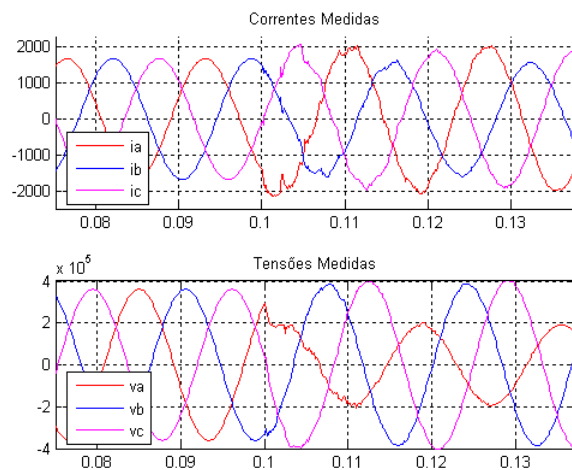


Figura 111 – Tensões da barra de Araraquara e correntes da linha são do terminal de Araraquara, falta F-T, $I = 0,1\text{pu}$, $R_f = 20\Omega$

Apêndice B - Publicações

B.1 IXSTPC – Seminário Técnico de Proteção e Controle



IX Seminário Técnico de Proteção e Controle

1º a 5 de Junho de 2008

Belo Horizonte – Minas Gerais – Brasil

Ajuste Adaptativo para Relés de Distância Baseado em PMU Técnico

Leandro J. D. Mascher	Frederico O. Assunção	Paulo M. Silveira
UNIFEI	UNIFEI	UNIFEI
leandrojdm@unifei.edu.br	frede@unifei.edu.br	pmsilveira@unifei.edu.br

Palavras-chave

Proteção adaptativa
Medição sincronizada de fasores
Proteção de linhas de transmissão
Relé de distância

Resumo

Este trabalho apresenta um estudo sobre a influência da variação da resistividade do solo, na tomada de decisão dos relés de proteção de distância, para linhas de transmissão sob ocorrências de faltas fase-terra. São apresentadas curvas de sensibilidade que ilustram a região de incerteza de atuação do relé, mediante a variação da resistividade do solo, algo que pode acontecer dependendo das condições climáticas e da localização da LT. A partir de tais constatações, propõe-se neste trabalho que o relé de distância seja equipado com ajuste adaptativo. Tal funcionalidade deve ser baseada em Unidades de Medição Fasorial sincronizadas. As informações obtidas destes elementos permitem o cálculo, em tempo real e em intervalos de tempo condizentes, da impedância no domínio de fase da LT, tornando-o mais robusto e diminuindo possíveis falhas de atuação, devido a variações da resistividade do solo. Um grande conjunto de simulações e testes em laboratório, foi realizado, e os resultados são apresentados neste trabalho. Observa-se que o sistema adaptativo possui uma eficácia significativa, correspondendo a uma razoável opção de controle.

1. Introdução

A crescente complexidade das redes de transmissão e sub-transmissão, tem exigido cada vez mais dos sistemas de proteção, os quais devem se adequar às situações mais adversas, mantendo sempre um alto índice de confiabilidade (*reliability x security*) esperado.

A proteção de distância é amplamente aplicada em sistemas de proteção de linhas de transmissão, sendo que, atualmente, a grande maioria das novas instalações emprega relés numéricos, os quais apresentam ajustes mais flexíveis além de concentrarem diversas funções em um único equipamento.

Comumente, os ajustes dos relés são realizados com base em dados fornecidos pelas equipes de projetos, planejamento e operação dos sistemas. Para que estes ajustes fixos do relé sejam eficazes, as características do sistema e seus pontos operativos devem permanecer dentro de pequenas variações conhecidas. No entanto, nem sempre tal premissa é verdadeira,

começando pelo fato de que normalmente os dados fornecidos, não correspondem exatamente aos dados atuais do sistema em operação, em função da própria dinâmica do mesmo.

É o caso das impedâncias série das linhas de transmissão que podem sofrer variações durante a operação do sistema, fazendo com que o ajuste do relé possua um certo grau de incompatibilidade com a realidade do momento. Em alguns casos os prejuízos deste tipo de problema podem ser graves, levando a erros de atuação da proteção de distância.

É comum encontrar na literatura especializada, inúmeros métodos que visam minimizar as influências de variáveis tais como: impedância equivalente da fonte, *infeed* remoto, indutância mútua de sequência zero em linha duplas, dinâmicas de compensação série, dentre outros.

Um dos motivos que leva a variação dos parâmetros série das linhas de transmissão, é a variação da resistividade (ρ) do solo, a qual depende de condições climáticas e localização do trecho de linha.

Este trabalho apresenta um estudo sobre a influência da variação da resistividade ρ do solo, na tomada de decisão de relés de distância diante de ocorrências de faltas fase-terra. São apresentadas curvas de sensibilidade que ilustram a região de incerteza de atuação do relé, mediante a variação de ρ , algo que pode acontecer dependendo das condições climáticas e da localização da LT.

Para solucionar alguns destes problemas, um sistema adaptativo baseado em PMU (*Phasor Measurement Unit*) foi implementado, a fim de garantir a atualização nos registros do relé, das impedâncias da linha de transmissão protegida, em tempo real e em intervalos de tempo apropriados.

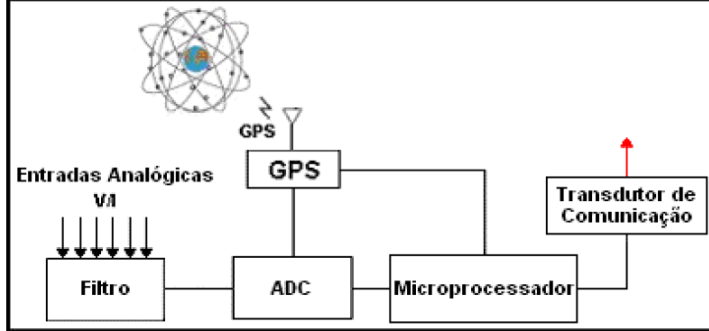
2. PMU e a Estimação de Parâmetros

O conceito PMU, surge a partir das suas primeiras concepções no Virginia Tech – USA [1]. Desde então, tem recebido muita atenção, considerando as potencialidades decorrentes de sua aplicação. Os PMUs fornecem os fasores de tensão e de corrente sincronizados a uma frequência de um “fasor/ciclo”. Estas medições vêm ao encontro dos desenvolvimentos de novas técnicas de controle e supervisão do sistema elétrico em tempo real, além de oferecer melhorias para estimadores de estado, avaliação da segurança operativa do sistema, localizadores de faltas mais precisos, estimação de parâmetros de linhas de transmissão e outros [2].

Os PMU's são constituídos de um sistema de condicionamento, aquisição, processamento e transmissão de sinais, conforme apresentado na Imagem 1.

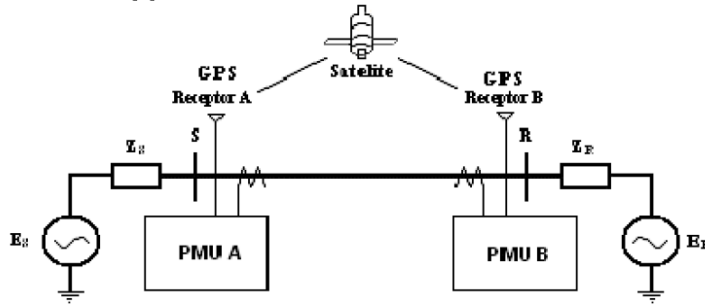
Assim sendo, o esquema de estimação dos parâmetros proposto neste trabalho, é baseado na medição das grandezas de tensão e de corrente, de modo sincronizado em ambos terminais da linha de transmissão. A sincronização do conversor analógico é realizada por sinais de *clock* provenientes de um sistema de GPS (*Global Positioning System*), que apresenta uma alta exatidão, já que os erros associados à frequência dos pulsos são inferiores a 1 μ s [3]. Por sua vez, para uma ampla análise dos sistemas, as fases das grandezas medidas, como tensões e correntes do sistema, devem ser referidas a uma única referência temporal [4].

Imagem 1 – Esquema em blocos de um PMU [5]



A estimação dos parâmetros da linha de transmissão é então realizada considerando primeiramente as relações entre as tensões e as correntes nas barras terminais (S e R) de uma linha de transmissão, conforme ilustrado pela Imagem 2.

Imagem 2 – Configuração do sistema PMU para estimação de parâmetros em linhas de transmissão [6]



Uma vez medidos os fasores das tensões e das correntes, os mesmos são transformados para componentes de sequência usando a conhecida matriz de análise de Fortescue.

As relações entre as tensões e correntes de ambos terminais da LT são dadas pelas equações:

$$V_{Si} = V_{Ri} \cdot \cosh(\gamma_i \cdot l) + Z_{Ci} I_{Ri} \sinh(\gamma_i \cdot l), i = 0, 1, 2 \quad (1)$$

$$I_{Si} = (V_{Ri} / Z_{Ci}) \cdot \sinh(\gamma_i \cdot l) + I_{Ri} \cosh(\gamma_i \cdot l), i = 0, 1, 2 \quad (2)$$

onde l é o comprimento total da linha de transmissão, Z_C é a impedância característica e γ é a constante de propagação do sinal pela linha de transmissão. V_{Si} , I_{Si} , V_{Ri} , I_{Ri} são as tensões e correntes sincronizadas de sequência zero, positiva e negativa dos terminais de envio (S) e de recepção (R) da LT respectivamente.

A partir de (1) e (2), é possível então obter a constante de propagação γ e a impedância característica Z_C da linha, como pode ser observado a seguir:

$$\gamma_i = \frac{\cosh^{-1}(K_i)}{l} \quad (3)$$

$$Z_{C_i} = \frac{V_{Si}^2 - V_{Ri}^2}{I_{Si}^2 - I_{Ri}^2} \quad (4)$$

sendo o parâmetro K fornecido pela equação (5).

$$K = \frac{V_{Si}I_{Si} + V_{Ri}I_{Ri}}{V_{Si}I_{Ri} + V_{Ri}I_{Si}} \quad (5)$$

Sabe-se que γ e Z_C são grandezas diretamente relacionadas com os parâmetros da linha de transmissão, ou seja: resistência (R), Indutância (L), Condutância (G) e Capacitância (C). Desprezando a condutância, vem:

$$\gamma_i = \sqrt{(R_i + j\omega L_i) \cdot j\omega C_i} \quad (6)$$

$$Z_{C_i} = \sqrt{(R_i + j\omega L_i) / j\omega C_i} \quad (7)$$

Deste modo, os parâmetros da linha de transmissão são finalmente obtidos pelas expressões:

$$R_i = \text{real}(\gamma_i \cdot Z_{C_i}) \quad (1)$$

$$L_i = \text{imag}(\gamma_i \cdot Z_{C_i}) / \omega \quad (2)$$

$$C_i = \text{imag}(\gamma_i / Z_{C_i}) / \omega \quad (10)$$

sendo, ω a frequência angular do sistema.

Considerando esta abordagem apresentada, os registros das impedâncias de sequência positiva, negativa e zero do relé podem ser reajustados em convenientes intervalos, após a aquisição dos fasores pelas unidades de medição (PMU), garantindo assim uma adequada parametrização, mediante as condições prevalecentes no sistema de transmissão.

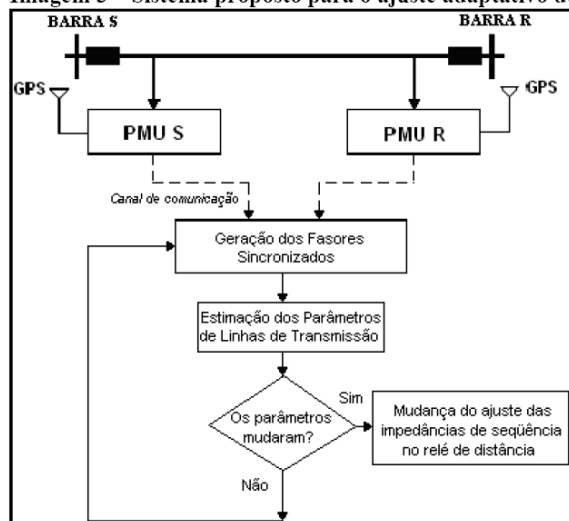
Cabe apenas enfatizar que, normalmente, os relés de distância consideram apenas as impedâncias série em seus registros, ou seja, as capacitâncias não são levadas em consideração.

3. Sistema Proposto

A partir da estimação das impedâncias de sequência série da linha, com base nos dados das unidades de medição fasorial (PMU), o relé é reajustado em tempo real. Desta forma o dispositivo permanece em uma constante dinâmica de adaptação às condições impostas pelo sistema, em períodos de condição normal de operação (regime permanente).

A implementação do sistema é simples, consistindo nas seguintes etapas: (i) os fasores de tensão e corrente são obtidos através dos PMU's e são transformados em componentes de sequência; (ii) as expressões de (1) a (7) implementadas em rotina computacional são usadas para a obtenção das impedâncias característica Z_{C_i} , e das constantes de propagação γ_i ; (iii) as resistências e as indutâncias da linha de transmissão são estimadas; (iv) via um canal de comunicação o sistema atualiza o registro das impedâncias de sequência série no relé de distância. A Imagem 3 ilustra este fluxograma proposto. Antes dos reajustes dos valores R_i e L_i , uma rotina de verificação checa a necessidade ou não destas mudanças, com base em uma variação mínima estabelecida.

Imagem 3 – Sistema proposto para o ajuste adaptativo do relé de distância.



4. Implementação prática

A abordagem, até então apresentada, foi implementada e testada em laboratório, consistindo das seguintes etapas:

- (i) Um modelo de linha de transmissão foi implementado em ATP (*Alternative Transient Program*). A rotina *Line Constants* é usada para a obtenção dos valores de projeto dos parâmetros da linha, considerando as variações de resistividade de solo e as simulações de falta fase-terra são realizadas. Sinais de tensão e corrente em ambos terminais e em regime permanente, para diferentes valores de resistividade de solo são registrados e guardados em formato COMTRADE. Além disso, também para cada valor de ρ , simulações de falta tipo fase-terra, com diferentes valores de resistência de falta, são simuladas. Os sinais de falta da barra S são registrados em formato COMTRADE. Outras variações pertinentes também são consideradas, as quais serão descritas posteriormente.
- (ii) Os sinais sincronizados de regime permanente são usados para calcular os novos ajustes necessários ao relé numérico (procedimento já apresentado) sempre para um novo valor de resistividade de solo;
- (iii) Os sinais de falta do terminal S são então utilizados para testar o desempenho de um relé numérico SEL-421. Para isso, os sinais digitalizados e guardados em formato COMTRADE são injetados no relé através de uma caixa de testes OMICROM CMC 256-6. Este desempenho é testado em duas etapas: a) todo sinal de falta é aplicado ao relé, tendo este sido ajustado com base nos parâmetros da linha para uma resistividade fixa nominal; b) cada sinal de falta é aplicado, tendo sido o relé reajustado com base nos novos parâmetros calculados a partir dos sinais terminais existentes antes da falta. Esta segunda etapa, portanto, leva em consideração o ajuste adaptativo.
- (iv) resultados de desempenho são obtidos e comparados, avaliando o ganho quando o relé possui os ajustes adaptados para a nova condição da linha.

5. Sistema simulado e considerações sobre as simulações

Foi escolhida como modelo de estudo uma linha de transmissão real em operação sob domínio da CTEEP – Companhia Transmissora Paulista, ou seja, a LT Chavante-Botucatu. A linha possui 136,9 km, é totalmente transposta e trabalha em 230 kV. O circuito é suspenso pelo mesmo tipo de torre, auto-portante, por todo seu comprimento. Nesta linha os cabos condutores e pára-raios são dispostos

simetricamente em relação ao eixo vertical da torre. Tabelas 1 e 2 mostram os dados da estrutura da LT para modelagem no *Line Constants* do ATP.

Tabela 1 – Dados dos cabos

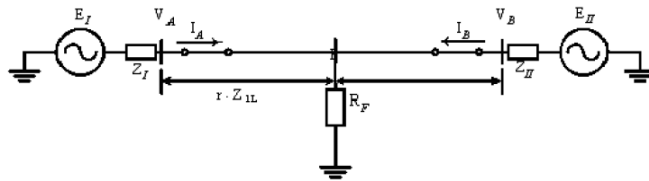
	Tipo	Bundle	Raio Externo [cm]	R [Ω]	X [Ω]
Condutores	Grosbeak	Cabo singelo	1,257	0,1005	0,34579
Pára-raios	3/8" Aço	Cabo singelo	0,4763	1,705	4,35

Tabela 2 – Dados das torres

Fases	Abcissa [m]	Altura [m]
A	8	26
B	0	26
C	-8	26
Pára-raio	5	31.12
Pára-raio	-2	31.12

A Imagem 4 ilustra o esquema implementado para as simulações no ATP.

Imagem 4 – Circuito simulado



Uma linha de transmissão operando em regime permanente apresenta várias características que traduzem seu estado operativo em determinado instante, como fluxo pré falta e tensão nas barras. Como já se sabe, estas condições operativas influenciam a resposta da proteção de distância frente às ocorrências.

As condições operativas consideradas e as características do tipo de falta, são apresentadas a seguir:

- Falta fase-terra durante cada estado operativo. Estas são aplicadas a exatamente 0,79 pu do comprimento total da linha, a partir do terminal S onde são efetuadas as medições para proteção. Este valor deve-se as condições controladas e a exatidão nominal do relé.
- Todos os estados operativos são simulados para o fluxo de potência exportado e importado, com relação ao terminal onde são efetuadas as medições, conforme exemplo apresentado na tabela 3.

Tabela 3 – Fluxo pré-falta

Estado Operativo	Fluxo (MVA)		Tensões nas barras	
1	Importado	$77,7 + j11,3$	$1,00 \angle 0,0^\circ$	$0,954 \angle -5,9^\circ$
2	Exportado	$-77,7 - j11,3$	$0,954 \angle -5,9$	$1,00 \angle 0,0$

- As resistências de falta são consideradas em cinco valores pré-definidos: 0, 1, 3, 5 e 10 Ω, e estes são combinados com as variações do fluxo de carga.

- Para cada resistência de falta considerada, varia-se também a resistividade do solo, a qual é excursionada dentro dos limites práticos aceitáveis a partir do valor nominal $600 \Omega.m$, em intervalos pré-definidos. As formas de onda de corrente e tensão, nos terminais da linha são registradas para cada simulação, antes e durante a falta.

Levando em consideração todas estas questões, diversas simulações foram realizadas, resultando em um banco de dados de sinais guardados em formato COMTRADE para a próxima etapa do trabalho.

6. Testes em laboratório

O Laboratório de Qualidade Medição e Proteção (LQMP) da Universidade Federal de Itajubá possui um conjunto de relés numéricos, dentre eles um relé SEL-421, bem como duas caixas OMICRON CMC 256-6.

Para o trabalho em questão o relé foi ajustado com os valores nominais das impedâncias de seqüência positiva e zero da linha de transmissão estudada, para atuação em duas zonas de proteção, com característica quadrilateral, para faltas fase-terra. A primeira zona, de atuação instantânea, com alcance de 0,80 pu e a segunda, com atuação temporizada, a 1,20 pu do comprimento total da linha.

Conforme já mencionado, os sinais de falta são usados no relé de distância SEL-421 através de uma caixa OMICRON.

Cada simulação é repetida em 20 ensaios, entre intervalos de 8 segundos, tempo este que se deve a estabilização do equipamento. Ao todo são executados cerca de 3000 ensaios.

A partir da análise do comportamento do relé, tornou-se possível mensurar a influência das variações de resistividade do solo na tomada de decisão do mesmo, para as ocorrências nos estados operativos apresentados. Das análises realizadas foram então extraídas, com o uso de técnicas estatísticas, as relações entre a probabilidade de erro de atuação do relé e a resistividade do solo, como será apresentado na seção seguinte.

7. Resultados

A probabilidade de erro, na tomada de decisão do relé, representa a resposta deste, em cada estado operativo do sistema. Em outras palavras, o relé é testado 20 vezes, com seu ajuste fixo, para cada estado operativo simulado, conforme já mencionado. A probabilidade do relé errar em sua tomada de decisão (falta dentro da zona de atuação e falta fora desta zona) é então contabilizada para cada valor de resistividade de solo e cada resistência de falta.

Os gráficos das Imagens 5 e 6 resumem os resultados encontrados sendo que para os limites de probabilidade 0 e 1, devem ser contabilizados as incertezas inerentes ao dispositivo.

Cada curva ilustrada na Imagem 5 refere-se à faltas aplicadas através de determinada resistência, para fluxo exportado e relaciona o aumento da resistividade do solo com a possibilidade de um sub-alcance, o que significa um comportamento errado do mesmo.

Imagem 5 – Probabilidade de erro para fluxo exportado.

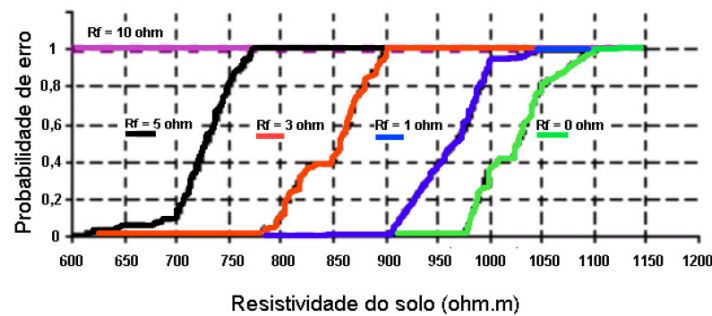
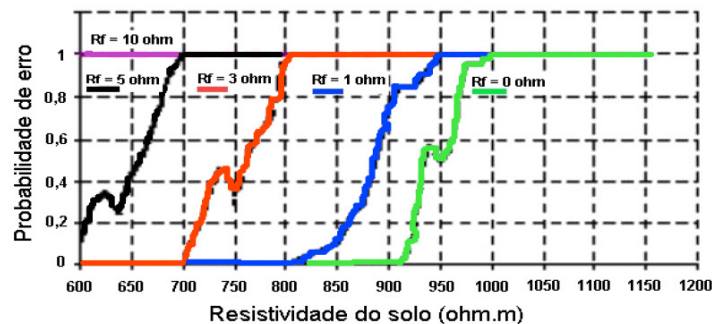


Imagem 6 – Probabilidade de erro para fluxo importado.



O gráfico da Imagem 5 mostra nitidamente a influência da resistividade do solo na tomada de decisão do relé. Pode-se observar que à medida que ρ aumenta e se aproxima de valores particulares, o relé começa a entrar em uma região de incerteza quanto à zona em que se localiza a falta.

Naturalmente, a resistência de falta influencia de forma considerável a sensibilidade dos relés. Pode-se observar que tanto para fluxo exportado ou importado, quanto maior a resistência de falta, menor é o incremento da resistividade do solo necessário para entrada na zona de incerteza de atuação.

A Imagem 6 apresenta curvas similares, para as mesmas ocorrências presentes na Imagem 5, porém para fluxo importado em relação ao ponto de medição, ou seja barra S.

A resistividade do solo não tem nenhuma influência sobre impedância de sequência positiva, porém influencia a impedância de sequência zero, conforme pode ser observados nas Imagens 7 e 8.

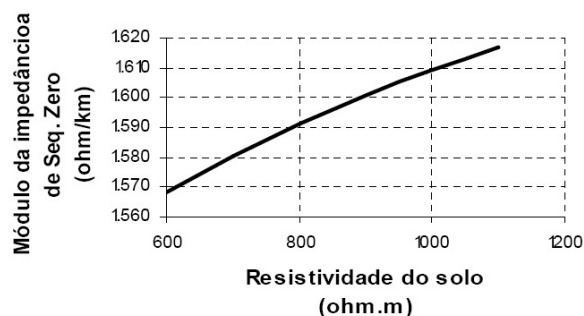
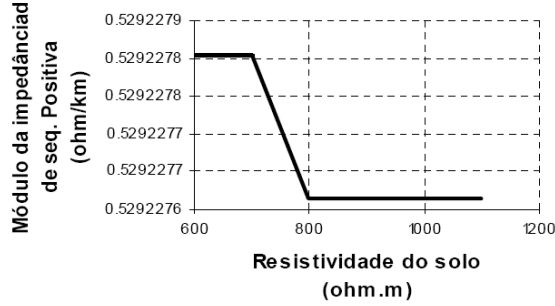
Imagem 7 – Variação da impedância de sequência zero frente às variações da resistividade ρ 

Imagem 8 – Variação da impedância de seqüência positiva frente às variações da resistividade ρ 

Um fator de erro introduzido no desempenho do relé está exatamente relacionado à influência da resistividade do solo sobre a impedância de seqüência zero.

É bem conhecido o fato de que a impedância medida por um relé de distância leva em consideração a relação entre a tensão e a corrente medidas no ponto de instalação do mesmo, para o loop de falta em questão, ou seja, $Z_M = V_{loop}/I_{loop}$. Porém, como bem apresentado em [7], a relação V/I não faz um relé de distância. Para faltas fase-terra existe a necessidade de uma compensação da corrente do *loop* de falta que passa pelo terra, quando então entra em questão, para a grande maioria dos relés de distância, o fator de compensação de terra K_{0T} .

Esta compensação vem do fato de que a tensão medida pelo relé pode ser expressa em função da corrente residual e de linha mais a impedância total de seqüência positiva da linha.

$$V_A = r \cdot \left(I_A + \frac{Z_0 - Z_1}{Z_1} I_0 \right) \cdot Z_1 + 3 \cdot I_{0T} \cdot R_F \quad (11)$$

onde, r é parcela da linha de transmissão sob falta, I_0 é a corrente residual no ponto de medição e I_{0T} é a corrente total de falta no ponto de falta. Caso R_F seja zero a última parcela da expressão (11) é nula. Assim sendo, pode-se dividir a tensão do *loop* pela corrente compensada $I_A + 3K_{0T} \cdot I_0$, de forma que a relação V_{loop}/I_{loop} resulte apenas na parcela de impedância $r \cdot Z_1$ (quando R_F igual a zero). Como pode ser observado, o fator de compensação de terra é dado por:

$$K_{0T} = (Z_0 - Z_1) / 3Z_1 \quad (12)$$

Sendo assim, ao se ajustar um relé com determinado valor de Z_0 (de projeto, por exemplo) o fator K_{0T} será sempre o mesmo, o que na realidade não deveria ser, dado que a impedância medida será:

$$Z_{Medido} = r \cdot Z_1 \cdot \frac{(I_A + K_{0R} \cdot I_0)}{(I_A + K_{0T} \cdot I_0)} \quad (13)$$

Deve-se observar que o fator K_{0R} é o real, presente na tensão no momento da falta e K_{0T} é o calculado a partir dos valores das impedâncias, registrados a priori.

Na compensação da corrente I_A a igualdade $K_{0T} = K_{0R}$ deve ser verificada, pois a impedância medida deve ser obtida em termos da impedância de seqüência positiva da linha protegida. Quando ocorre alguma variação da impedância de seqüência zero no sistema, a desigualdade $K_{0T} \neq K_{0R}$ é observada e erros são inseridos no cálculo da impedância medida.[8], [9]

Estes erros podem fazer com que o a impedância medida para uma falta fase-terra em primeira zona, próxima ao limite de alcance, seja remetida para a segunda, erroneamente.

Tendo concluído os testes em laboratório, os quais revelaram que para determinados valores de resistividade do solo, o relé possuía uma maior probabilidade de errar, partiu-se para a verificação do comportamento do mesmo caso o correto ajuste fosse executado.

Assim sendo, antes dos sinais de falta serem injetados no relé, os sinais pré-falta são usados para a obtenção dos parâmetros reais (impedâncias de sequência) momentos antes da falta, conforme metodologia apresentada.

Para os novos testes, torna-se necessário um sistema automático de reajustes, através de porta de comunicação do relé (protocolo proprietário), para que os registros do mesmo sejam acessados. Este sistema ainda está sendo desenvolvido até o momento da submissão deste artigo.

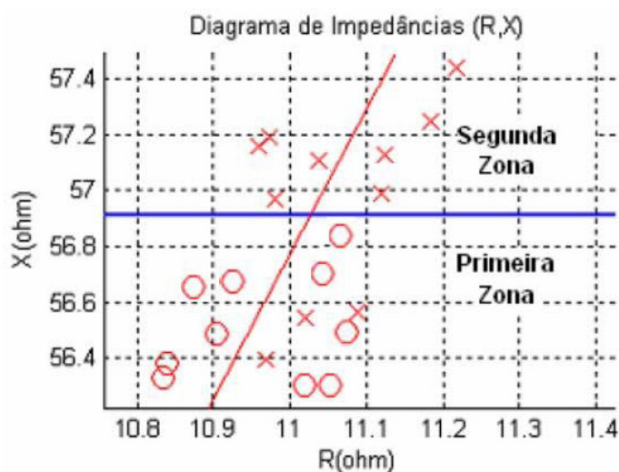
No entanto, os dados necessários são facilmente calculados por programas como Matlab, e apresentados ao usuário para os ajustes e testes dos relés.

Uma vez procedido o reajuste, o relé passa pela mesma batelada de testes para o conjunto de faltas naquela condição operativa (p.ex. 650 Ω .m, $R_f = 0, 1, 3, 5$ e 10 Ω , fluxo exportado).

Considerando o grande trabalho ao se repetir manualmente cada teste, somente alguns casos foram escolhidos para tal procedimento não automático; o que não invalidou em nada os resultados encontrados, demonstrando que o número de acertos do relé passa a ser bem maior quando o relé possui os parâmetros corretos em seus registros.

A Imagem 9, por exemplo, ilustra a proteção de distância quadrilateral, para ocorrências fase-terra próximas ao alcance do relé, com resistência de falta $R_f = 5 \Omega$ e resistividade igual a 740 Ω .m. As ocorrências marcadas em “X”, são resultantes de testes com o ajuste fixo original (relé não adaptativo). Já as ocorrências marcadas em “O” são, para o mesmo sinal de falta, os resultados após o reajuste do relé para a respectiva condição existente na pré-falta ($\rho = 740 \Omega$.m).

Imagem 9 – Impedância medida pelo relé (próximos a região de incerteza) com ajuste fixo (X) e após reajuste (O).



8. Conclusões

Os ajustes de relés de distância compreendem o cadastramento dos parâmetros da linha a ser protegida. Estes podem ser fornecidos pelos projetistas e/ou calculados através de ferramentas computacionais como ATP, PSCAD, dentre outros. Todavia, estes parâmetros variam durante a

operação do sistema e conseqüentemente alguns erros podem surgir, pois o sistema que sensibiliza o relé não mais corresponde àquele configurado.

De fato, ficou constatado neste trabalho que o relé pode errar na tomada de decisão para faltas próximas ao limiar de alcance quando a resistividade do solo não retrata o valor previsto em projeto. A variação desta resistividade é possível devido aos contrastes climáticos no Brasil, entre períodos de seca e chuva.

O relé pode errar porque no instante em que ocorre a falta shunt, principalmente o valor da impedância de seqüência zero da linha de transmissão, ajustada no relé, não corresponde ao valor atual.

Desta forma, o método proposto elimina este problema, mediante a estimação das impedâncias de seqüência da linha, em intervalos de tempo regulares, acompanhando assim a sazonalidade dos períodos climáticos. Os reajustes são feitos em tempo real, mediante um canal de comunicação com o relé de proteção tornando-o mais imune a possíveis erros. Também falhas provenientes de ajustes inadequados que não traduzem as características do sistema, podem ser eliminadas mediante o reajuste do relé a partir de algoritmos baseado em PMU.

Finalmente cabe mencionar que este trabalho tem uma continuidade para implementar automaticamente os reajustes do relé, através de um sistema computadorizado que analisa o estado do sistema durante funcionamento normal.

9. Referências bibliográficas

- 1 PHADKE, A.G., Synchronized phasor measurements-a historical overview, Transmission and Distribution Conference and Exhibition 2002: Asia Pacific. IEEE/PES, Volume 1, 6-10 Oct. 2002 Page(s):476 – 479.
- 2 SKOK, S.; IVANKOVIC, I; CERINA, Z.; Applications Based on PMU Technology for Improved Power System Utilization; Power Engineering Society General Meeting, 2007. IEEE, Volume , Issue , 24-28 June 2007 Page(s):1 – 8
- 3 IEEE standard 1344-1995 - Synchrophasors for power systems, Power System Relaying Committee of the IEEE Power Engineering Society, USA
- 4 SOLLERO R. B., et ali.; Sistemas de Medição Fasorial Princípios e Aplicações, VIII STPC, ST-21, Jul. 2005.
- 5 LABPLAN; Medição Fasorial Sincronizada; www.labplan.ufsc.br/medfasee/SMF.htm , Jan. 2007.
- 6 J. A. JIANG; An Adaptative PMU Based Fault Detection/Location Technique for Transmission Lines PartI: Theory and Algorithms, IEEE Power Delivery, v. 15, n. 2 (Apr), 2000, p. 486-493.
- 7 ROBERTS J. et al.; $Z=V/I$ Does not make a distance relay. 20th Annual Western Protective Relay Conference; 1993, Washington St. p.1-21.
- 8 ZOCHOL, S. E. et al.; Three phase circuit analysis and the mysterious K0 factor. 22th Annual Western Protective Relay Conference, 10. , 1995, Washington St. Artigo. Washington: 1995. p.1-7.
- 10 SCHWEITZER III, E. O.; ROBERTS, J. Distance Relay Element Design. 46th Annual Western Protective Relay Conference, 46. april,1993, Texas: p. 1-27.

B.2 SBSE – Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos

Ajuste Adaptativo para Relés de Distância Baseado em PMU.

L. J. D. Mascher, F. O. Assunção e P. M. Silveira.

Resumo - O presente trabalho propõe um novo ajuste adaptativo para relés de distância em linhas de transmissão, baseado em medições sincronizadas de fasores. A impedância, em seqüências de fase, de uma linha de transmissão totalmente transposta, pode ser estimada a partir das medições sincronizadas dos fasores de corrente e tensão, em ambos os terminais. É proposto o reajuste dos registros destes parâmetros ajustados no relé, em periodicidade sazonal ou em tempo real, tornando-o mais robusto e diminuindo possíveis falhas de atuação, devido a ajustes indevidos ou variações da resistividade do solo. Foram realizados cerca de três mil ensaios e os resultados são apresentados neste trabalho. Observa-se que o sistema adaptativo possui uma eficácia significativa, correspondendo a uma razoável opção de controle.

Palavras-chaves: linha de transmissão, medição sincronizada de fasores, PMU, proteção adaptativa, estimação de parâmetros, ATP.

I. INTRODUÇÃO

A crescente complexidade das redes de transmissão e sub-transmissão, tem exigido cada vez mais dos sistemas de proteção, o qual tem que se adequar às situações mais adversas e estar sempre pronto a operar na condição onde realmente deve operar.

A proteção de distância é uma das formas mais aplicadas em sistemas de proteção de linhas de transmissão, sendo que, atualmente, a grande maioria das novas instalações emprega relés numéricos, estes apresentam ajustes mais flexíveis e concentram diversas funções em um único equipamento.

Comumente, os ajustes dos relés são realizados com base em dados fornecidos pelas equipes de projetos, planejamento e operação dos sistemas. Infelizmente, nem sempre os dados fornecidos, correspondem aos dados atuais do sistema em operação, em função da própria dinâmica do mesmo. É o caso das impedâncias série das LTs que podem sofrer variações durante a operação do sistema, tornando o ajuste do relé incompatível com a realidade. Em alguns casos os prejuízos deste tipo de problema podem ser graves, levando a erros de atuação da proteção de distância.

Para solucionar alguns destes problemas, um sistema adaptativo baseado em PMU (*Phasor Measurement Unit*) foi implementado, a fim de garantir a atualização dos registros, no relé, das impedâncias da linha de transmissão protegida, de forma sazonal ou até mesmo, em tempo real.

II. VARIAÇÃO DE PARÂMETROS DE LINHAS DE TRANSMISSÃO

O ajuste de relés de distância compreende o cadastramento dos parâmetros da linha a ser protegida. Estes podem ser calculados, utilizando ferramentas computacionais como *ATP*, *PSCAD*, *Matlab*, dentre outros. Todavia, estes parâmetros variam durante a operação do sistema de transmissão e conseqüentemente alguns erros podem ocorrer, em função do fato de que o sistema que sensibiliza o relé não corresponde ao qual está configurado.

Existem diversas razões que levam a variação dos parâmetros das linhas de transmissão, como por exemplo: variação na resistividade do solo e temperatura dos cabos, durante a operação. Além disso, embora mais raro, pode ocorrer erros de cadastramento das informações referentes aos condutores ou mesmo de não conformidade das informações cadastradas pelo fabricante dos cabos.

III. ESTIMAÇÃO DE PARÂMETROS

O esquema de estimação dos parâmetros proposto, é baseado nas grandezas de tensão e corrente sincronizados. A sincronização do conversor analógico é realizada por sinais de clock provenientes de um sistema de GPS (*Global Positioning System*), que apresenta uma alta exatidão, já que os erros associados à frequência dos pulsos são inferiores a 1µs.

O conceito PMU (*Phasor Measurement Unit*) surge com suas primeiras concepções no *Virginia Tech - USA*, onde desde então vem recebendo muita atenção, dado as potencialidades decorrentes de sua aplicação. Os PMUs fornecem fasores de tensão e corrente sincronizados a uma frequência de um “fasor/ciclo”. Estas medidas vem de encontro com os desenvolvimentos de novas técnicas de controle e supervisão do sistema elétrico em tempo real, além de oferecer melhorias para estimadores de estado, avaliação da segurança operativa do sistema, localizadores de faltas mais precisos, estimação de parâmetros de linhas de transmissão e outros.

Para uma análise mais ampla dos sistemas, não basta conhecer o ângulo de fase absoluto das tensões e correntes, mas a fase entre as grandezas como tensão e corrente do sistema, referida a uma única referência temporal [1].

Os PMUs são constituídos de um sistema de condicionamento, aquisição, processamento e transmissão de sinais de tensão e corrente. Como apresentado na Figura 1.

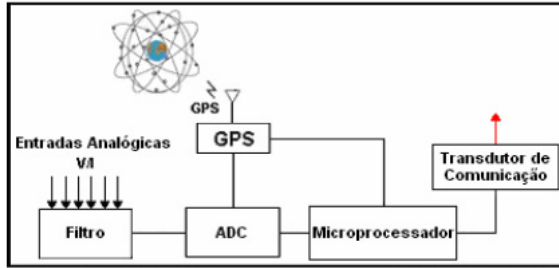


Figura 1 – Sistema PMU [2]

A estimação dos parâmetros da linha de transmissão, das relações entre a tensão e a corrente nas barras, as quais são dadas por:

$$V_{Si} = V_{Ri} \cdot \cosh(\gamma_i L) + Z_{ci} I_{Ri} \sinh(\gamma_i L) \quad i = 0, 1, 2 \quad (1)$$

$$I_{Si} = (V_{Ri} / Z_{ci}) \cdot \sinh(\gamma_i L) + I_{Ri} \cosh(\gamma_i L) \quad i = 0, 1, 2 \quad (2)$$

Onde L é o comprimento total da linha de transmissão, Z_c é a impedância característica e γ é a constante de propagação da linha de transmissão. V_{Si} , I_{Si} , V_{Ri} , I_{Ri} são as tensões e correntes sincronizadas de sequência zero, positiva e negativa dos terminais de envio (S) e de recepção (R) da LT respectivamente. As tensões e correntes são obtidas a partir da transformação de Fortescue para componentes de sequência.

$$T = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix}, \quad a = e^{j120} \quad (3)$$

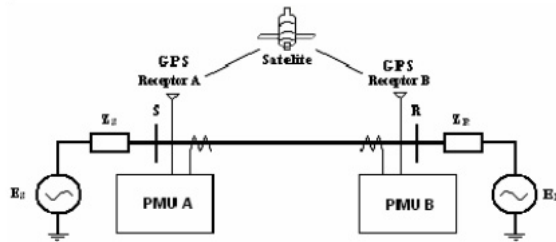


Figura 2 - Configuração do sistema PMU para Estimação de Parâmetros em linhas de transmissão [3]

A partir de (1) e (2), é possível obter a constante de propagação γ e a impedância característica Z_c , como pode ser observado a seguir:

$$\gamma_i = \frac{\cosh^{-1}(K_i)}{L} \quad (3)$$

$$Z_{ci} = \frac{V_{Si}^2 - V_{Ri}^2}{I_{Si}^2 - I_{Ri}^2} \quad (4)$$

onde $i = 0, 1, 2$, L é o comprimento total da linha e K é dado pela equação (6).

$$K_i = \frac{V_{Si} I_{Si} + V_{Ri} I_{Ri}}{V_{Si} I_{Ri} + V_{Ri} I_{Si}} \quad (5)$$

Sabe-se que γ e Z_c são grandezas diretamente relacionadas com os parâmetros da linha de transmissão, resistência (R), Indutância (L), Condutância (G) e Capacitância (C). Considerando nula a condutância, vem:

$$\gamma_i = \sqrt{(R_i + j\omega L_i) \cdot j\omega C_i} \quad (6)$$

e

$$Z_{ci} = \sqrt{(R_i + j\omega L_i) / j\omega C_i} \quad (7)$$

Os parâmetros da linha de transmissão são dado pelas seguintes relações:

$$R_i = \text{real}(\gamma_i \cdot Z_{ci}) \quad (8)$$

$$L_i = \text{imag}(\gamma_i \cdot Z_{ci}) / \omega \quad (9)$$

$$C_i = \text{imag}(\gamma_i / Z_{ci}) / \omega \quad (10)$$

sendo, ω a frequência angular dada por $2\pi f$ e f a frequência fundamental.

Logo, os registros das impedâncias de sequência positiva, negativa e zero do relé, podem ser reajustados a cada aquisição dos sinais, realizados pelas unidades de PMU, garantindo sua adequada parametrização, mediante as condições atuais do sistema.

Os relés de distância consideram apenas as impedâncias série em seus registros, seja, as capacitâncias não são levadas em consideração. As impedâncias série de sequência são dadas por:

$$Z_i = R_i + j\omega L_i \quad (11)$$

IV. SISTEMA PROPOSTO

A partir da estimação das impedâncias de seqüências, série, com base nas medições das unidades PMU, o relé é reajustado, desta forma o dispositivo se adapta as novas condições impostas pelo sistema, a monitoração por PMU pode ser realizada de forma sazonal ou em tempo real.

Devido aos altos custos associados à implementação dos PMUs, tem se empregado à medição fasorial somente em

algumas poucas vezes durante o ano, estas, acompanhando as variações climáticas da região onde está instalada a linha. Esta prática é justificável, pois as maiores mudanças dos parâmetros estão relacionadas às condições climáticas, como por exemplo, a resistividade do solo de uma região varia de acordo com o período de chuvas.

O fluxograma a seguir apresenta o sistema proposto, onde os fasores de tensão e corrente, disponibilizados pelos PMU's são transformados em componentes de sequência. A partir das relações de tensão e corrente, são calculadas, as impedâncias característica, Z_c e a constante de propagação γ .

Em seguida são estimadas as resistências R_i e as indutâncias L_i . O sistema via um canal de comunicação atualiza o registro das impedâncias de sequência série, no relé de distância. Desta forma o relé é reajustado, segundo a impedância real do sistema.

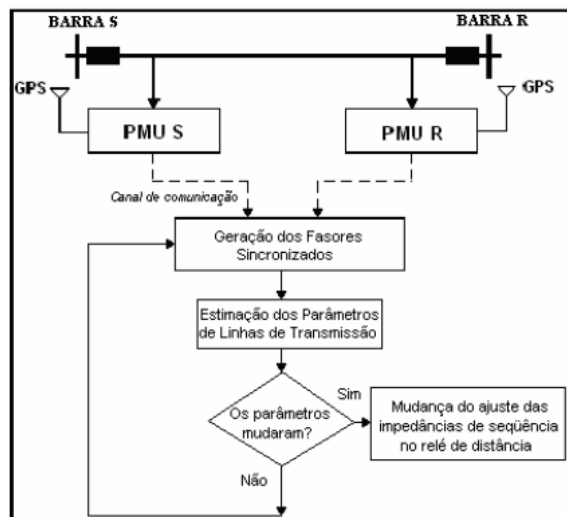


Figura 3 – Sistema proposto para o ajuste adaptativo dos registros das impedâncias da linha de transmissão no relé de distância

Será apresentado um exemplo de como um relé de distância, com característica quadrilateral, voltado à proteção de faltas fase-terra, falha em virtude da variação da resistividade do solo, e como o sistema proposto atua para este caso.

V. CONSIDERAÇÕES GERAIS.

O trabalho apresentado é dividido em três etapas: primeiramente, são obtidas formas de onda de tensão e corrente, a partir de simulações, dos terminais de um sistema composto por uma linha de transmissão conectada a dois equivalentes.

Estas formas de onda são aplicadas, em valores secundários, a um SEL-421, relé de proteção de linhas de

transmissão, da família dos dispositivos numéricos.

Por fim são extraídas as relações entre a variação da probabilidade de erro de atuação do relé e a variação da resistividade do solo, frente às ocorrências, em diferentes estados operativos do sistema.

A escolha do sistema a ser estudado, implica em uma série de considerações a respeito de suas características construtivas e operacionais, estas são apresentadas a seguir.

A linha de transmissão em estudo, Chavante-Botucatu, está em operação sob domínio da CESP – Companhia Elétrica de São Paulo. É composta por dois cabos pára-raios e um circuito trifásico, sendo que cada fase está aplicada a um cabo condutor

Os cabos condutores e pára-raios são dispostos simetricamente em relação ao eixo vertical da torre.

A linha possui 136,9 km, é totalmente transposta e trabalha em 230 kV. O circuito é suspenso pelo mesmo tipo de torre, auto-portante, por todo seu comprimento.

A linha de transmissão escolhida possui as características apresentadas pelas tabelas 1 e 2.

Tabela 1 – Dados dos Cabos

	Tipo	Bundle	Raio externo	R	X
Condutores	Grosbeak	Cabo singelo	1,257	0,1005	0,34579
Pára-raios	3/8" Aço	Cabo singelo	0,4763	1,705	4,35

Tabela 2 – Dados da Torre

Fases	Abcissa	Altura
A	8	26
B	0	26
C	-8	26
Pára-raio	5	31.12
Pára-raio	-2	31.12

A figura 04 ilustra o esquema simulado.

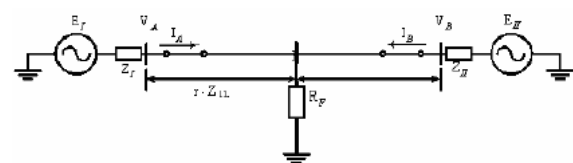


Figura 4 – Circuito simulado

O ATP - *Alternative Transient Program* é o software empregado às simulações, pois este apresenta uma modelagem robusta e confiável.

VI. SIMULAÇÃO

Uma linha de transmissão operando em regime permanente, apresenta várias características que traduzem seu estado operativo, em determinado instante, como fluxo pré falta e tensão nas barras, como já se sabe, estas condições operativas influenciam a resposta da proteção de distância, frente às ocorrências.

As condições operativas consideradas e as características do tipo de falta, são apresentadas a seguir.

- Faltas fase-terra durante cada estado operativo. Estas são aplicadas a exatamente 0,79 pu do comprimento total da linha, a partir do terminal onde são efetuadas as medições, terminal esquerdo. Este valor deve-se as condições controladas e a exatidão nominal do relé.
- A influência das impedâncias das fontes equivalentes, que estão conectadas as barras, não pode ser desprezada, desta forma, adota-se o $SIR = 0,1$ ($SIR = Z_I / r \cdot Z_{IL}$). Esta variável é mantida constante em todas as simulações.
- Todos os estados operativos são simulados para o fluxo de potência exportado e importado, com relação ao terminal onde são efetuadas as medições, conforme apresentado na tabela 3.
- As impedâncias de falta são consideradas em cinco valores pré-definidos: 0, 1, 3, 5 e 10 ohms, estes são combinados com as variações de fluxo.
- A resistividade do solo é incrementada a partir do valor nominal, $600\Omega \cdot m$, em intervalos pré-definidos. As figuras 5 e 6 apresentam estas informações de forma detalhada.
- O relé é ajustado com os **valores nominais** das impedâncias de sequência positiva e zero da linha de transmissão, para atuação em duas zonas de proteção, com característica quadrilateral, para faltas fase-terra, a primeira com atuação instantânea a 0,80 pu e a segunda com atuação temporizada a 1,20 pu do comprimento total da linha.

Tabela 3 - Fluxo pré-falta.

Estado Operativo	Fluxo	Tensões nas barras
1	Imp	$77,7 + j11,3$ $1,00 \angle 0,0^\circ$ $0,954 \angle -5,9^\circ$
2	Exp	$-77,7 - j11,3$ $0,954 \angle -5,9$ $1,00 \angle 0,0$

Todos os fluxos apresentados foram obtidos a partir do ANAREde-CEPEL, software dedicado a análises de fluxos de potência em sistemas elétricos.

O relé numérico SEL-421, dedicado a proteção de linhas de transmissão, é empregado nos ensaios em laboratório.

Cada simulação é repetida em 20 ensaios, entre intervalos de 8 segundos. Tempo este que se deve a estabilização do equipamento. Ao todo são executados 3100 ensaios.

A análise do comportamento do relé, torna possível mensurar a influência das variações de resistividade do solo

na tomada de decisão do relé de distância quadrilateral, para as ocorrências nos estados operativos apresentados.

VII. RESULTADOS

Neste capítulo serão apresentadas às respostas do dispositivo frente aos ensaios realizados.

A probabilidade de erro, na tomada de decisão do relé, representa a resposta deste, em cada estado operativo do sistema.

As probabilidades indicadas nos gráficos referem-se apenas as amostras colhidas em laboratório, sendo que os limites de probabilidade, 0 e 1, indicados nos gráficos, devem ser contabilizados as incertezas inerentes ao dispositivo.

Cada curva ilustrada na figura 5 refere-se à faltas aplicadas através de determinada resistência, para fluxo exportado e relaciona o aumento da resistividade do solo a possibilidade de uma atuação indevida do relé, sub-alcance.

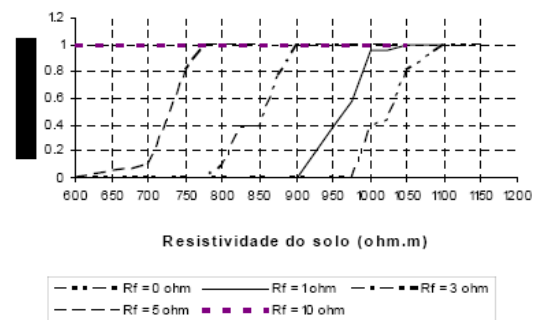


Figura 5 - Probabilidade de erro para fluxo exportado.

A influência da resistividade do solo na tomada de decisão do relé, pode ser observada, pois à medida que a resistividade aumenta e se aproxima de valores particulares, o relé começa a entrar em uma região de incerteza quanto à zona em que se localiza a falta.

A resistência de falta influencia de forma considerável a sensibilidade dos relés. Pode-se observar que tanto para fluxo exportado ou importado, quanto maior a resistência de falta, menor o incremento da resistividade do solo necessário à entrada na zona de incerteza de atuação.

A figura 6 apresenta as curvas de sensibilidade da tomada de decisão do relé, para as mesmas ocorrências presentes na figura 5, mas para fluxo importado com relação ao ponto onde foram efetuadas as medições.

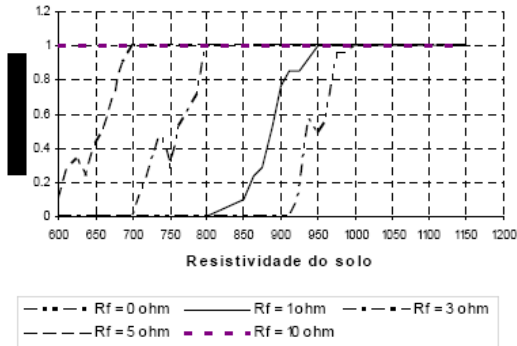


Figura 6 - Probabilidade de erro para fluxo importado

A figura 7 ilustra a variação da impedância de sequência zero mediante a variação da resistividade do solo. Pode-se observar uma variação diretamente proporcional a variação da impedância de sequência zero.

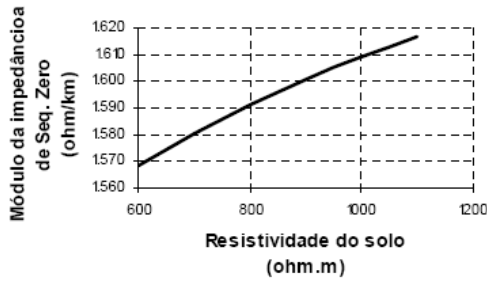


Figura 7 – Variação da impedância de sequência zero frente a variações da resistividade do solo

A figura 8 ilustra a variação da impedância de sequência positiva mediante a variação da resistividade do solo. Pode-se observar que a impedância de sequência positiva não sofre considerável variação, o que já se sabe.

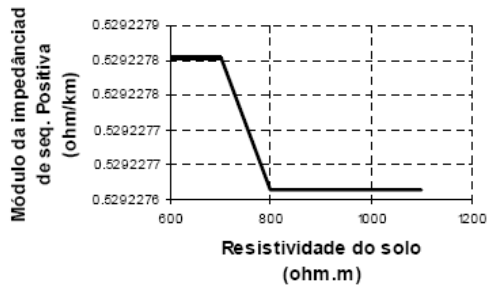


Figura 8 – Variação da impedância de sequência zero frente a variações da resistividade do solo

Os gráficos apresentados que apresentam a probabilidade de erro, serão exemplificados por algumas simulações de um relé de proteção de linhas, com característica quadrilateral, contra faltas fase-terra. Algumas considerações a respeito do algoritmo implementado para este dispositivo, são desenvolvidas a seguir.

A impedância medida é obtida a partir de um princípio bem conhecido, a relação entre a tensão e a corrente medidas, $Z_M = V_a / I_a$. Para faltas fase-terra existe ainda a necessidade da compensação pelo fato K_{0T} . [7]

A tensão medida pode ser expressa em função da corrente residual e de linha mais a impedância total de sequência positiva da linha.

$$V_a = r \cdot Z_1 \cdot (I_a + K_{0T} \cdot I_r) \quad (12)$$

Onde, $K_{0T} = Z_0 - Z_1/3$, r é parcela da linha de transmissão sob falta, em pu, e I_r , é a corrente residual, $3I_0$.

A corrente medida, I_a , é compensada de forma que a relação V_a / I_a resulte apenas na parcela de impedância $r \cdot Z_1$, referente ao trecho entre o relé e o ponto de falta.

Desta forma,

$$Z_{Medido} = r \cdot Z_1 \cdot \frac{(I_a + K_{0T} \cdot I_r)}{(I_a + K_{0C} \cdot I_r)} \quad (13)$$

Deve-se observar que o fator K_{0T} é próprio na tensão e K_{0C} é calculado a partir dos valores das impedâncias, registrados a priori.

Na compensação da corrente I_a a igualdade $K_{0T} = K_{0C}$ deve ser verificada, pois a impedância medida deve ser obtida em termos da impedância de sequência positiva da linha protegida. Quando ocorre alguma variação da impedância de sequência zero no sistema, a desigualdade $K_{0T} \neq K_{0C}$ é observada e erros são inseridos ao cálculo da impedância medida. [8], [9]

Estes erros fazem com que o a impedância medida para uma falta fase-terra em primeira zona seja remetida a segunda, erroneamente.

Falhas, provenientes de ajustes que não mais traduzem as características do sistema, podem ser eliminadas mediante o reajuste do relé a partir de um algoritmo, baseado em PMU.

A figura 10 ilustra a proteção de distância quadrilateral, para ocorrências fase-terra, as ocorrências marcadas em "X", são as não compensadas, já as marcadas em "O", são as compensadas.

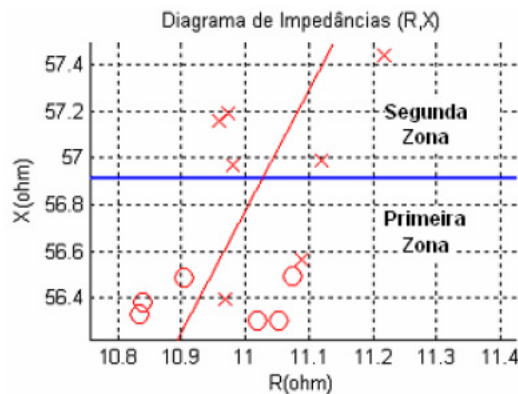


Figura 9 – Característica quadrilateral para faltas fase-terra (região de incerteza).

VIII. CONCLUSÃO

Em situações não muito severas ficou constatado que o relé erra na tomada de decisão para possíveis variações da resistividade do solo, já que em algumas regiões do Brasil os contrastes climáticos, entre períodos de seca e cheia, são extremamente evidentes.

O relé erra porque no instante em que ocorre a falta *shunt*, os valores das impedâncias da linha de transmissão ajustados no relé, não correspondem aos valores atuais.

Desta forma, o método proposto elimina este problema, mediante a estimação das impedâncias de sequência, em períodos regulares, acompanhando a sazonalidade dos períodos climáticos, ou em tempo real, e reajusta o relé adequadamente.

IX. REFERÊNCIAS

- [1] R. B. SOLLERO, et ali. "Sistemas de Medição Fasorial Princípios e Aplicações," VIII STPC, ST-21, Jul. 2005.
- [2] LABPLAN. "Medição Fasorial Sincronizada," Available: www.labplan.ufsc.br/medfasee/SMF.htm, Jan. 2007.
- [3] J. A. JIANG; An Adaptative PMU Based Fault Detection/Location Technique for Transmission Lines PartI: Theory and Algorithms, IEEE Power Delivery, v. 15, n. 2 (Apr), 2000, p. 486-493.
- [4] R.D. FUCHS. "Transmissão de Energia Elétrica," Itajubá: Universidade Federal de Itajubá, 1979, pp. 74-78.
- [5] F. H. MAGNAGO; A. ABUR Fault Location Using Wavelets. IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 13, No. 4, October 1998.
- [6] PHADKE, A. G.; HOROWITZ, S. H. Adaptive Relaying. IEEE, No. 4, July 1990.
- [7] ROBERTS J. et al. $Z=V/I$ Does not make a distance relay. 20th ANNUAL WESTERN PROTECTIVE RELAY CONFERENCE, 10. , 1993, Washington. Artigo. Washington: 1993. p.1-21.
- [8] ZOCHOL, S. E. et al. Three fase circuit analysis and the mysterious K0 factor. 22nd ANNUAL WESTERN PROTECTIVE RELAY CONFERENCE, 10. , 1995, Washington. Artigo. Washington: 1995. p.1-7.
- [9] SCHWEITZER III, E. O.; ROBERTS, J. Distance Relay Element Design. FORTY-SIXTH ANNUAL CONFERENCE FOR PROTECTIVE RELAY ENGINEERS, 46. april,1993, Texas: p. 1-27.

X. BIOGRAFIAS

Leandro Jacob Dantas Mascher nasceu em Santo André, SP, em 1979. Graduiu-se na Universidade Federal de Itajubá, em 2005, onde recebeu o título de especialista em proteção de sistemas elétricos, em 2007 e atualmente é aluno de mestrado do programa de pós-graduação. Trabalhou por quatro anos com manutenção industrial, preventiva e corretiva na COFAP. Sua área de interesse compreende análise e proteção de sistemas elétricos, em especial linhas de transmissão.

Frederico de Oliveira Assunção nasceu em Belo Horizonte, MG, em 1980. Graduiu-se na UNIFEI - Universidade Federal de Itajubá, onde recebeu o título de mestre em 2006 e atualmente estuda no programa de pós-graduação, como aluno de doutorado. Trabalhou por dois anos com manutenção preventiva de motores de indução. Sua área de interesse compreende processamento de sinais e proteção de sistemas elétricos.

Paulo Márcio da Silveira nasceu em Itajubá, MG., em 1960. Engenheiro Elétrico e Mestre pela EFEI em 1984 e 1991, respectivamente. Trabalhou na Balteau em 1985-1989. Desde 1992 é Professor do Instituto de Engenharia Elétrica da EFEI, atualmente Universidade Federal de Itajubá. Recebeu o título de Doutor pela UFSC em 2001. Áreas de atuação: proteção de sistemas elétricos, qualidade da energia elétrica e processamento de sinais para instrumentação.