

DESEMPENHO DA PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA SOB DIFERENTES  
FORMAS DE POLARIZAÇÃO

Marcel da Costa Siqueira

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA  
COORDENAÇÃO DOS PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE  
ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO  
COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO  
DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA ELÉTRICA.

Aprovada por:

---

Prof. Sebastião Ércules Melo de Oliveira, D. Sc.

---

Prof. Antonio Carlos Ferreira, Ph. D.

---

Prof. Ronaldo Rossi, D. Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

SETEMBRO DE 2007

SIQUEIRA, MARCEL DA COSTA

Desempenho da Proteção de Distância sob  
Diferentes Formas de Polarização [Rio de  
Janeiro] 2007

XII, p. 104, 29,7 cm (COPPE/UFRJ,  
M.Sc., Engenharia Elétrica, 2007)

Dissertação – Universidade Federal do  
Rio de Janeiro, COPPE

1. Proteção de Sistemas Elétricos
2. Polarização
3. Relés de Proteção
4. Proteção de Distância

I. COPPE/UFRJ    II. Título (série)

*DEDICATÓRIA*

*OFEREÇO ESTE TRABALHO  
A MINHA MÃE GUARETE E  
AO MEU PAI WILIAMS, POIS  
SEM ELES EU NÃO TERIA  
CHEGADO ATÉ AQUI.*

*OBRIGADO,  
MARCEL SIQUEIRA*

## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço ao Professor Sebastião, orientador desta dissertação, pelos conhecimentos que adquiri nas disciplinas que cursei com ele e pelo apoio durante todo o período de realização da dissertação.

Agradeço também a minha noiva e futura esposa Karla pela compreensão nas inúmeras ausências durante o período de desenvolvimento da dissertação.

Ao amigo Leonardo pelo companheirismo.

Aos colegas da Eletrobrás, em especial a Maria Cristina Paschoal pelo incentivo e pela confiança que vem depositando na minha carreira.

Espero que os resultados desta pesquisa possam contribuir para o desenvolvimento de novos assuntos sobre esse tema.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

## DESEMPENHO DA PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA SOB DIFERENTES FORMAS DE POLARIZAÇÃO

Marcel da Costa Siqueira

Setembro/2007

Orientador: Sebastião Ércules Melo de Oliveira

Programa: Engenharia Elétrica

Este relatório apresenta resultados de análise de diferentes formas de polarização que caracterizam a operação dos vários tipos de relés de proteção, com ênfase na proteção de distância aplicada às linhas de transmissão de alta-tensão e extra-alta tensão. Outras formas de polarização que podem promover melhor desempenho dos relés de proteção de distância são também analisadas, com destaque para algumas proteções específicas para relés de terra.

Finalmente, simulações do desempenho transitório destas proteções são apresentadas e seus efeitos analisados com o apoio dos diagramas da impedância vista pelos relés no plano R – X.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

THE BEHAVIOR OF THE DISTANCE PROTECTION UNDER DIFFERENT  
POLARIZATION MODES

Marcel da Costa Siqueira

September/2007

Advisor: Sebastião Ércules Melo de Oliveira

Department: Electrical Engineering

This report presents results of analysis of different polarization modes that characterizes the operation of the several types of protection relays, with emphasis in distance protection applied to high voltage and extra high voltage transmission lines. Other polarization modes that can also promotes better performance of the distance protection relays are analyzed, with highlight for some specific protections for ground relays.

Finally, computer simulations of the transient behavior of those protection are presented and their effects analyzed with support from the diagrams of the impedance seen by the relays in the  $R - X$  plane.

# ÍNDICE

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>1</b>
1.1	Histórico	2
1.2	Objetivo	10
1.3	Estrutura do texto	10
<b>2</b>	<b>PROTEÇÃO DO SISTEMA DE POTÊNCIA E DOS EQUIPAMENTOS ELÉTRICOS</b>	<b>12</b>
2.1	Transdutores	12
2.1.1	Transformador de corrente (TC)	13
2.1.2	Transformador de potencial (TP)	19
2.2	Especificação dos equipamentos de proteção	22
2.3	Proteções de caráter sistêmico	23
2.3.1	Operação com alterações de frequência	24
2.3.2	Esquemas de proteção para o aprimoramento da estabilidade	27
<b>3</b>	<b>CARACTERÍSTICAS DE OPERAÇÃO DOS SISTEMAS DE PROTEÇÃO</b>	<b>29</b>
3.1	Operação dos relés no plano R – X	29
3.1.1	Características clássicas dos relés eletromecânicos	31
3.2	Relés de sobrecorrente instantâneos	32
3.3	Relés direcionais	33
3.4	Relés de impedância	34
3.5	Relés de admitância	37
3.6	Relés de reatância	39
3.7	Relés quadrilaterais	40
<b>4</b>	<b>OUTRAS FORMAS DE POLARIZAÇÃO DOS RELÉS DE PROTEÇÃO</b>	<b>42</b>
4.1	A polarização normal de sequência positiva	42

4.1.1	Parâmetros dos relés de fase	42
4.1.2	Parâmetros dos relés de terra	44
4.2	A aplicação da polarização cruzada	45
4.2.1	Parâmetros dos relés de fase	46
4.2.2	Parâmetros dos relés de terra	47
4.3	A polarização de memória	49
4.3.1	Parâmetros dos relés de fase	50
4.3.2	Parâmetros dos relés de terra	51
4.4	Polarizações específicas para relés de terra	52
4.4.1	Com fatores de compensação de sequência zero para R e X	52
4.4.2	Com ajuste de alcance reativo	53
4.4.3	Com alcance dado pela malha de curto fase-terra	53
<b>5</b>	<b>SIMULAÇÕES PARA ANÁLISE DE DESEMPENHO DO SISTEMA DE PROTEÇÃO</b>	<b>55</b>
5.1	Desempenho da proteção com polarização de sequência positiva	55
5.2	Aplicação da polarização cruzada para curtos próximos à proteção	62
5.3	Efeitos associados à utilização da polarização de memória	72
5.4	Desempenho da polarização frente a curtos reversos	86
5.5	Utilização de polarizações específicas para curto fase-terra	93
<b>6</b>	<b>CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS</b>	<b>99</b>
	<b>BIBLIOGRAFIA</b>	<b>101</b>
	<b>APÊNDICE A</b>	<b>103</b>

## PRINCIPAIS SÍMBOLOS E VARIÁVEIS

A / D	=	Analógico / Digital
ABNT	=	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ASA	=	American Standard Association
CA	=	Corrente Alternada
CC	=	Corrente Contínua
DCP	=	Divisor de potencial capacitivo
IEEE	=	Institute of Electrical and Electronics Engineers
MOV	=	Metal Oxide Varistor
MATLAB	=	Matrix Laboratory
RTDS	=	Real Time Digital Simulator
S/H	=	Sample and Hold
TACS	=	Transient Analysis of Control System
TC	=	Transformador de corrente
TP	=	Transformador de potencial
$C_1$	=	Capacitância equivalente superior do DCP
$C_2$	=	Capacitância equivalente inferior do DCP
$C_F$	=	Capacitância do filtro analógico
$F_1, F_2$	=	Fontes equivalentes para o Sistema de Transmissão CA

$f_P$	=	freqüência de corte do filtro de Butterworth (Hz)
$f_S$	=	freqüência síncrona (Hz)
FS	=	Fator de Sobrecorrente
$h_1$	=	Grau de compensação série do circuito AB de transmissão
$h_2$	=	Grau de compensação série do circuito BC de transmissão
$i_m$	=	Corrente de magnetização do TC referida ao secundário
$i_{mv}$	=	Corrente de magnetização do TP referida ao secundário
$i_P$	=	Corrente no enrolamento primário do TC
$i_{PV}$	=	Corrente no enrolamento primário do TP
$i'_P$	=	Corrente no primário do TC referida ao secundário
$i'_{PV}$	=	Corrente no primário do TP referida ao secundário
$i_R$	=	Corrente de perdas magnéticas do TC referida ao secundário
$i_{RV}$	=	Corrente de perdas magnéticas do TP referida ao secundário
$i_S$	=	Corrente no enrolamento secundário do TC
$i_{SV}$	=	Corrente no enrolamento secundário do TP
$L_{BV}$	=	Indutância da carga do transformador de potencial
$L_D$	=	Indutância do indutor do divisor capacitivo de potencial
$L_F$	=	Indutância do filtro analógico
$L_m$	=	Indutância de magnetização do transformador de corrente

$L_{mv}$	=	Indutância de magnetização do transformador de potencial
$L_P$	=	Indutância do primário do TC referida ao secundário
$L_{PV}$	=	Indutância do primário do TP referida ao secundário
$L_S$	=	Indutância do enrolamento secundário do TC
$L_{SV}$	=	Indutância do enrolamento secundário do TP
$N_1, N_2, N_3$	=	Potência reativa da compensação em derivação do sistema CA
$R$	=	Parte resistiva da impedância vista pelo relé de distância
$R_{ad}$	=	Resistência (adicional) de carga do TC
$R_B$	=	Resistência do sinal de tensão de saída do TC
$R_{BV}$	=	Resistência de carga do transformador de potencial
$R_D$	=	Resistência do indutor do divisor capacitivo de potencial
$R_F$	=	Resistência do filtro analógico
$R_m$	=	Resistência de perdas magnéticas do transformador de corrente
$R_{mv}$	=	Resistência de perdas magnéticas do TP
$R_P$	=	Resistência do enrolamento primário do TC
$R_{PV}$	=	Resistência do enrolamento primário do TP
$R_S$	=	Resistência do enrolamento secundário do TC
$R_{SV}$	=	Resistência do enrolamento secundário do TP
$RTC$	=	Relação de transformação do transformador de corrente

$RTP$	=	Relação de transformação do transformador de potencial
$v_{\phi m}$	=	Tensão induzida pelo fluxo mútuo do TC
$v_{\phi mv}$	=	Tensão induzida pelo fluxo mútuo do TP
$v_{in}$	=	Tensão de entrada do filtro analógico no canal de corrente
$v_{inv}$	=	Tensão de saída do filtro analógico no canal de tensão
$v_{out}$	=	Tensão de saída do filtro analógico no canal de corrente
$v_{outv}$	=	Tensão de entrada do filtro analógico no canal de tensão
$v_{0P}$	=	Tensão fase-neutro desenvolvida no circuito de transmissão no ponto de localização do relé (entrada do DCP)
$v'_{0P}$	=	Tensão $v_{0P}$ referida ao secundário do TP
$v_P$	=	Tensão fase-neutro de saída do divisor capacitivo antes do indutor do DCP
$v'_P$	=	Tensão $v_P$ referida ao secundário do TP
$\omega_P$	=	freqüência de corte do filtro de Butterworth (rd/s)
$\omega_S$	=	freqüência síncrona (rd/s)
$X$	=	Parte indutiva da impedância vista pelo relé de distância

# 1

## INTRODUÇÃO

A Proteção de Distância representa, atualmente, a forma mais confiável para a proteção de linhas de transmissão e uma das mais complexas aplicações. Tal complexidade se deve às distâncias envolvidas, à quantidade de interligações e às diferentes configurações sistêmicas possíveis.

Do empenho em se substituir a proteção de sobrecorrente tradicional, sobretudo, em linhas de alta e extra-alta tensão e em virtude do seu alcance inerentemente dependente da impedância da fonte e do tipo de falta, surgiu o relé de distância. Este relé possui como função medir a impedância, admitância ou a reatância entre o ponto onde está instalado e o ponto de falta, baseando-se nas grandezas medidas por transformadores de corrente e transformadores de potencial.

A proteção de distância é comumente aplicada como proteção principal em linhas de transmissão áreas não radiais e como proteção de retaguarda de outros componentes do sistema, como transformadores, barramentos e alimentadores diversos. Como vantagens operativas, apresenta altas velocidades e boa coordenação. Por outro lado, também é largamente utilizada na proteção contra perda de sincronismo entre sistemas elétricos, baseando-se na velocidade com que a trajetória da impedância medida alcança a curva característica do relé de distância, cuja representação no Plano de Impedâncias (Plano R-X) juntamente com os demais componentes do sistema possibilita a análise da proteção de distância e o ajuste dos relés. Assim, para aplicações onde elevadas segurança e confiabilidade são exigidas, a disponibilidade de algumas formas diferentes de polarização se mostra extremamente relevante.

A polarização consiste no aproveitamento dos sinais de tensão e corrente fornecidos pelos transdutores (TC's e TP's) com o objetivo de obter a impedância aparente medida por um relé de distância e efetuar a comparação deste valor de impedância com a impedância do trecho da linha a ser protegido, determinando, assim, os limites de operação ou bloqueio do sistema de proteção.

A presente dissertação procura mostrar as vantagens e desvantagens destas formas de polarização dos relés de distância a partir de algumas considerações teóricas

sobre a impedância vista e de uma série de simulações executadas mostrando o desempenho, ao longo do tempo de defeito, do sistema de proteção de distância, além de descrever as características de diversos equipamentos envolvidos no sistema de proteção e alguns tipos de relés associados à proteção de distância.

As simulações foram desenvolvidas por meio da implementação das rotinas diretamente no ambiente MATLAB, onde um sistema elétrico de potência tradicional foi modelado assim como todos os equipamentos associados à proteção de distância. A operação do sistema de proteção ocorreu de forma acoplada ao sistema de transmissão, cujos elementos são representados por meio de rotinas específicas com apoio da ferramenta SIMULINK, também encontrada no MATLAB.

### **1.1 HISTÓRICO**

Na referência [1], Keneddy e outros relatam cinco anos de experiência com um método de teste no campo para relés de distância MHO que trabalhavam com polarização cruzada e em quadratura. Os autores ressaltam que o método havia sido utilizado com sucesso para a previsão de operação e melhoria da seletividade dos relés de distância e para permitir explicar a razão para operações imprevistas, o que não tinha sido possível com outros métodos prévios de teste. Discussões sobre os problemas que surgem com a utilização do método são também apresentadas, sendo registrado que, ao menos que os procedimentos de teste sejam estabelecidos de forma apropriada, com base no conhecimento da própria arquitetura do relé referido, o mesmo poderá apresentar erro de operação, mesmo sem mau funcionamento. O método apresentado no trabalho diz respeito aos relés com característica circular, o tipo mais utilizado na época.

Os autores registram, ainda, que, o método proposto não é de natureza estática e que tira proveito tanto da capacidade do equipamento de teste, quanto da capacidade dos computadores disponíveis na empresa, para permitir a utilização de modelos e testes mais precisos da operação dos relés de distância.

Deshu e outros, em [2], descrevem um princípio para aceleração de trip com alcance até o final da linha protegida, no qual a proteção multi-zona utilizando relés de impedância é aplicada. Os autores informam que uma unidade de proteção de impedância, com corrente de seqüência zero como grandeza de polarização e que

satisfaz os requisitos de desempenho foi desenvolvida. Ressaltam que o caso difícil para garantia da operação ocorre quando o próximo circuito a jusante apresenta pequeno comprimento e que os resultados de teste com um protótipo com modelagem dinâmica do sistema de potência confirmou o bom desempenho do relé. Registram, ainda, que um protótipo foi colocado em operação normal para proteção de uma linha de 110 kV, 60 km, que a proteção com 100% de alcance pode ser obtida, exceto para circuitos de transmissão com as três impedâncias de seqüência iguais ou quando curto trifásico instantâneo ocorre na linha e que a função de aceleração de trip é útil especialmente em caso de limitação no número de canais de comunicação disponíveis ou quando a confiabilidade dos mesmos não pode ser garantida.

Na referência [3], Marttila apresenta resultados de análise que confirmam a aplicabilidade dos elementos de proteção dos relés de distância tipo MHO, com polarização de memória, para a proteção de linhas de transmissão compensadas, com capacitores série protegidos por varistores de óxido de zinco. Registram que esta aplicabilidade é dependente da configuração do sistema elétrico, do carregamento do circuito sob proteção, da localização das fontes de tensão e da amplitude do sinal de polarização de memória. O autor registra, ainda, que para configurações de circuito com compensação em apenas um dos lados da linha, os resultados obtidos mostraram vantagens na utilização do sinal de tensão nos terminais do capacitor do lado da linha e de amplitudes relativamente maiores do sinal de polarização de memória. O autor informa que a condução do varistor de óxido de zinco promove melhor desempenho do sistema de proteção com o elemento MHO, tanto em termos de garantia de não operação na hipótese de curtos reversos, quanto na confiabilidade de operação para curtos na zona de proteção.

O autor ressalta que na análise apresentada apenas curtos trifásicos foram considerados, mas que os resultados obtidos são também aplicáveis a elementos MHO com polarização cruzada ou de memória sob curto circuitos desbalanceados. Informa, ainda, que a operação apropriada parece não ser garantida em caso de algumas configurações sistêmicas na presença dos curtos assimétricos.

Na referência [4], Youssef apresenta um algoritmo para determinação da impedância das linhas de transmissão, a partir da descrição de uma nova técnica para desenvolvimento de filtros digitais. Segundo o autor, o algoritmo referido apresenta as

seguintes características: a) elimina as componentes harmônicas e não harmônicas (de frequências desconhecidas) dos sinais transmitidos pelos canais de tensão e corrente do sistema de proteção; b) remove eficientemente a componente transitória unidirecional do sinal de corrente; c) leva em consideração, de forma efetiva, a taxa de redução desta componente, conforme é afetada pela resistência efetiva do sistema de transmissão e pela resistência de arco no ponto de falta; d) a técnica de resposta em frequência utilizada no processamento dos sinais de proteção é altamente seletiva quando comparada com outras técnicas apresentadas anteriormente; e) o tamanho da janela de dados oferecida ao algoritmo de cálculo é de 1,0625 do ciclo a 60 Hz.

O autor ressalta que os sinais de tensão e corrente durante as faltas não são senóides puras, mas incluem as seguintes componentes: a componente de frequência fundamental, um certo número de componentes que não são harmônicos múltiplos desta frequência fundamental, uma frente de onda de alta frequência provocada pelo surto aplicado subitamente, uma componente exponencial produzida.

Os autores da referência [5] relatam que as técnicas numéricas constituem o novo veículo para implementação prática dos elementos direcional e de distância dos relés de proteção modernos e procuram responder à questão de como estes relés produzem efeitos semelhantes aos dos conjugados gerados pelos relés tradicionais eletromecânicos. Apresentam, ainda, regras básicas para especificação dos elementos direcional e de distância, a partir do relacionamento dos métodos de projeto já bem estabelecidos para os relés eletromecânicos e estáticos com os novos métodos em definição para os relés digitais. Enquanto os relés eletromecânicos desenvolvem conjugados associados a uma determinada ação mecânica, todos os relés digitais comparam tensões e correntes de forma a criar características direcionais e impedâncias convenientemente descritas no plano R – X.

Entre outros assuntos discutidos pelo trabalho, destacam-se as seguintes questões: como os comparadores de múltiplas entradas podem ser decompostos em um conjunto de comparadores de duas entradas, as características resultantes da combinação de entradas aplicadas aos comparadores, o estabelecimento de método de análise para efeitos do carregamento da linha sobre a região de operação dos relés, a definição de novo elemento direcional de seqüência negativa, uma nova maneira para visualização da característica de operação dos relés de distância, etc.

Finalmente, os autores focalizam o problema de seleção do tipo de falta com metodologia que utiliza a defasagem angular entre as correntes de seqüências negativa e zero, ressaltando que, em certos casos, erro de seleção pode ocorrer para determinados curto-circuitos fase-fase-terra. Solução para esta última dificuldade é também apresentada pelos autores.

Em [6], McLaren e outros relatam uma nova implementação de uma função direcional de proteção baseada em desvios dos sinais de tensão e corrente de seqüência positiva e informam que a referida função foi agregada à função de distância de um relé digital de proteção e sua operação, com sucesso, verificada a partir de resultados de oscilografia disponibilizados por alguns relés numéricos instalados no sistema de transmissão da empresa canadense Manitoba Hydro. Um destes relés numéricos, incorporando a referida função direcional, foi testado no Simulador Digital em Tempo Real da Universidade de Manitoba, exibindo o desempenho esperado.

Apostolov, em [7], indica que fatores que afetam os sistemas elétricos modernos, tais como correntes severas de curto-circuito, linhas com compensação série, tempos reduzidos de extinção de falta e adaptação às mudanças rápidas nas condições de operação dos sistemas elétricos, impõem solicitações severas aos relés utilizados para a proteção dos circuitos de transmissão associados. Em adição, o autor resalta que os princípios convencionais já estabelecidos para os relés direcionais com base nas polarizações com tensões e correntes de seqüências zero e negativa não satisfazem, em algumas circunstâncias, as exigências para maior sensibilidade e operação rápida sob condições sistêmicas apresentando maiores variações.

Como contribuição no sentido de definição da direcionalidade com maior sensibilidade, o autor propõe um novo método de detecção desta característica com base na função Energia Transitória. O método utiliza componentes superpostas das amostras de tensão e corrente durante os períodos de falta e pré-falta, de forma que a potência ativa trifásica é calculada a cada instante de tempo de amostragem e, então, integrada, por um período de várias amostras para avaliação da energia transitória e de seu sinal positivo ou negativo. O sinal desta energia é, então, utilizado para indicação da direcionalidade.

McLaren e outros, na referência [8], apresentam uma revisão dos modelos utilizados, no passado e no presente, para a representação matemática dos relés de proteção e discutem os vários tipos de modelos disponíveis, as informações necessárias para construção destes modelos e, ainda, o processo de validação de modelagem. Alguns exemplos da utilização presente e futura destes modelos, na forma de rotinas computacionais são também apresentados.

Os autores ressaltam, ainda, que modelos do tipo fasorial já são de utilização ampla pelos engenheiros de proteção e que modelos para análise transitória, genéricos ou específicos, estão sendo empregados, de forma crescente, para análise de problemas de aplicação bastante complexos. Indicam, ainda, que tais modelos precisam ser validados contra o desempenho real dos relés existentes e que atenção especial deve ser dada para a sua utilização apenas nas situações práticas em que as hipóteses nas quais os modelos são estabelecidos sejam satisfeitas.

Yan e outros, em [9], indicam que o curto fase-terra é o tipo de falta de ocorrência mais freqüente ao longo dos sistemas de transmissão em alta e extra-alta tensão, mas ressaltam que a sensibilidade dos relés de distância monofásicos não podem, em algumas situações, atender as necessidades impostas pelos sistemas de potência. Desta forma, para atender esta exigência, especialmente nas situações de faltas monofásicas com elevadas resistências de retorno pela terra, os autores apresentam uma expressão matemática universal na qual pode ser enquadrada a característica de desempenho da maioria dos relés de distância monofásicos existentes. Segundo os autores, através da simples mudança dos valores dos coeficientes existentes na expressão referida, as modelagens de mais de 10 (dez) tipos de relés podem ser reproduzidas, resultando, portanto, até na simplificação dos modelos existentes para os relés convencionais e, ainda, na possibilidade de definição de novos tipos de relés, com desempenho melhorado.

Finalizando, os autores discutem a questão de seleção apropriada da tensão de polarização de tais relés de proteção.

Roberts e outros, em [10], considerando a utilização das funções básicas dos elementos direcionais dos relés de proteção para determinar a direção das faltas, supervisionar a função de distância e formar as características de distância dos relés de

neutro quadrilaterais, ressaltam que estes elementos são fundamentais para as características de segurança e seletividade dos sistemas de proteção associados, já que realizam as tarefas críticas acima referidas, incluindo o controle da função de sobrecorrente. Indicam, ainda, que as mais novas plataformas de desenvolvimento dos elementos direcionais, associadas à tecnologia dos relés numéricos, produzem a característica direcional a partir de grandezas similares ao conjugado desenvolvido pelos relés eletromecânicos e a partir das medições das impedâncias de seqüência. Ressaltam, também, que esta nova geração de relés reúne diversos elementos direcionais em um único hardware para determinação da direcionalidade de todos os tipos de falta e, ainda mais, que a decisão de direcionalidade associada a qualquer um dos relés pode ser informada para modificação ou complementação das decisões de qualquer outro relé de forma a permitir desempenho de qualidade mesmo para defeitos de natureza mais complexa.

Nesta linha de integração das informações de desempenho de múltiplas unidades direcionais, os autores apresentam informações básicas sobre a especificação destas unidades, avaliam diversas combinações de tais elementos e analisam como estas combinações se desempenham para curtos simples e complexos. Os autores também discutem a seleção de entradas dos elementos direcionais novos e tradicionais, apresentam os problemas clássicos de segurança de tais elementos e possíveis soluções, analisam a atuação de um elemento direcional de seqüência negativa que apresenta desempenho superior ao elemento direcional tradicional em aplicações complexas, etc.

Finalmente, os autores examinam o desempenho de um novo elemento direcional de seqüência positiva na ocorrência de um curto real fase-terra em um sistema de transmissão de 345 kV, com compensação série.

Bishop e outros, em [11], enfatizam que a proteção de distância opera corretamente na grande maioria dos casos, mas discutem, com base em experiência prática, como determinadas condições de falta no sistema de potência podem afetar o desempenho da proteção de distância e as próprias estratégias de proteção associadas. Os tipos de faltas analisados foram o curto-circuito fase-fase-terra, para o qual existe a possibilidade de ocorrência de subcance de zona quadrilateral, faltas com componentes de alta freqüência com possível efeito sobre a polarização de memória e

faltas monofásicas, com aplicação de abertura e religamento monopolar, para as quais a conversão para abertura tripolar pode ocorrer.

Os autores apresentam soluções para os problemas referidos, como a filtragem das componentes de alta frequência e a redução do percentual de utilização da tensão de polarização de memória pré-falta (maior proporção de polarização convencional e/ou polarização cruzada) para evitar a expansão da característica de operação dos relés de fase durante o curto-fase-terra, evitando a abertura tripolar associada aos curtos envolvendo duas ou mais fases.

Benmouyal e outros, em [12], descrevem um sistema de relés de proteção de alta velocidade para proteção de linhas de transmissão. O artigo discute o desempenho de um elemento de distância de alta velocidade, apresenta um algoritmo que impede a possibilidade de sobrealcançe de zona 1 em linhas de transmissão compensada e um algoritmo confiável para estimação da frequência durante condição de fase aberta. O trabalho também apresenta uma lógica para impedir a falta de polarização do elemento de distância durante condições de abertura de uma fase em aplicações de abertura e religamento monopolares.

Os autores da referência [13] informam que realizaram um trabalho de desenvolvimento e verificação de desempenho de um relé real de proteção com o apoio da utilização de um simulador digital em tempo real (RTDS), com modelagem do relé e do sistema de potência e ressaltam que a utilização do simulador resulta em um ambiente de eficiência de pessoal e redução de tempo para a realização das tarefas planejadas. Desta forma, foi possível submeter os modelos disponíveis a um cenário de testes exaustivos antes da implementação da estrutura final do algoritmo da função de proteção. O artigo descreve as técnicas usadas para modelagem de um relé de impedância utilizando os recursos de software e hardware disponíveis no RTDS referido. O modelo do relé incluía uma função MHO polarizada com tensão de memória de sequência positiva. Algumas características essenciais para uma realização prática e que foram efetivamente implementadas não são descritas no artigo.

Os relés de distância conseguem realizar operação seletiva de ordem de trip através da medição de todas as condições de curto-circuito dentro de um determinado

alcance estabelecido, sendo a direção de falta, direta ou reversa, normalmente determinada por medição dedicada para assegurar seletividade sob todas as condições.

A referência [14] descreve a medição da direção seletiva de malha e ilustra, por meio de aplicação a uma falta típica, porque isto é superior à medição direcional sem caracterização de malha tais como aquelas baseadas nas quantidades de seqüência negativa. Quando o número de elementos de medição é limitado, isto resulta em informação limitada para que o relé tome a decisão direcional associada. Para aplicações onde elevada segurança e alta confiabilidade são exigidas, uma malha de medição seletiva é essencial. Isto é particularmente necessário quando linhas aéreas em circuito duplo são incluídas, de modo que o processo correto de abertura seletiva pode ser assegurado.

Sollero e outros, em [15], ressaltam que características de projeto de alguns sistemas de proteção que algumas vezes não são tratados com a devida importância podem ser determinantes para seu desempenho quando aplicados aos sistemas de transmissão com compensação série. Indicam, ainda, que enquanto em algumas aplicações pode-se recorrer a ensaios dinâmicos em simuladores do sistema de potência, em outras torna-se conveniente a efetivação de estudos para avaliar se o desempenho do sistema de proteção está adequado. O trabalho apresenta uma metodologia para verificação da adequação das grandezas de polarização dos relés de distância e direcionais em sistemas de transmissão dotados de compensação série.

Os autores da referência [16] apresentam informações do projeto de pesquisa SIMPROT, cujo objetivo é a elaboração de um ambiente de simulação computacional do desempenho dinâmico dos sistemas de potência durante a ocorrência de perturbações, com incorporação do efeito da atuação de seus sistemas de proteção. A base de dados foi estruturada para armazenamento dos dados associados aos sistemas convencionais de proteção e aos sistemas especiais de proteção.

Moraes e outros focalizam em [17] aspectos cruciais da adequabilidade das grandezas de polarização dos relés de proteção quando considerada a perspectiva de aplicação de compensação série a linhas de transmissão existentes e cuja proteção utiliza as tensões nos terminais do capacitor, do lado do barramento, como grandeza de polarização.

Em [18], Macanjo discute as vantagens e desvantagens associadas à aplicação dos relés de distância para proteção dos sistemas de transmissão de alta tensão, a partir da comparação de suas características básicas com as relativas aos relés de sobrecorrente e diferenciais. Apenas as polarizações normal e cruzada de seqüência positiva são utilizadas em diversas simulações apresentadas para verificação da correta atuação dos relés de distância.

Finalmente, em [19], Sorrentino analisa o efeito sobre o alcance resistivo de zona quadrilateral associado a diferentes polarizações utilizadas pela função de proteção de distância durante curto-circuitos fase-terra.

### **1.2 OBJETIVO**

No presente trabalho de pesquisa, são apresentadas e analisadas alternativas de polarização que caracterizam a operação de diferentes tipos de relés de proteção, com ênfase na proteção de distância aplicada às linhas de transmissão de alta-tensão e extra-alta-tensão. Algumas outras formas de polarização que podem promover melhor desempenho aos relés de proteção de distância são também analisadas, com destaque para algumas proteções específicas para relés de terra.

Finalmente, simulações do desempenho transitório da proteção de distância com os tipos de polarização referida são apresentadas e seus efeitos analisados com o apoio dos diagramas de impedância vista pelos relés no plano R – X.

### **1.3 ESTRUTURA DO TEXTO**

Para mostrar todos os aspectos já relatados, a dissertação foi estruturada em 6 capítulos.

O capítulo 1 apresenta aspectos gerais da proteção de distância aplicada à sistemas elétricos de alta tensão, com ênfase nas polarizações associadas à proteção de distância. Em seguida, é apresentada uma discussão sobre o conteúdo de diversos artigos que tratam exatamente do tema da pesquisa.

No capítulo 2 são apresentadas características de uma parte relevante dos equipamentos integrantes de um sistema de proteção que são, basicamente, os tipos de transdutores como transformadores de corrente e transformadores de potencial, assim

como aspectos relativos a especificação desses equipamentos. Além disso, é feito um breve relato sobre a proteção de caráter sistêmico.

O capítulo 3 mostra a forma de representação no diagrama R-X e as características dos relés de sobrecorrente, direcionais, de impedância, de admitância, de reatância e quadrilaterais.

As diferentes formas de polarização são apresentadas no capítulo 4. Neste capítulo são descritas todas as equações envolvidas nas polarizações mais utilizadas atualmente e exibidas, ainda, formas diferentes e específicas de polarizações para os relés de terra.

O capítulo 5 complementa o capítulo anterior demonstrando, por meio de simulações em ambiente MATLAB, o desempenho dos tipos de polarização mais comuns. As simulações foram realizadas visando a discussão das vantagens e desvantagens relatadas para cada polarização nos diversos artigos considerados nesta dissertação. No intuito de avaliar o desempenho das polarizações foram aplicados alguns tipos de faltas, diretas e inversas, posicionadas na origem do sistema de transmissão protegido. A operação da proteção sob as diferentes formas de polarização é avaliada através da inserção, no diagrama R-X, dos valores de impedância registrados pelos relés e por meio de gráficos que mostram a atuação dos comparadores de fase.

Finalmente, o capítulo 6 apresenta as conclusões finais e enumera sugestões de temas para trabalhos de pesquisa futuros.

## **2**

### **PROTEÇÃO DO SISTEMA DE POTÊNCIA E DOS EQUIPAMENTOS ELÉTRICOS**

Neste capítulo são apresentadas as características dos equipamentos mais relevantes de um sistema de proteção como transformadores de corrente e transformadores de potencial, assim como aspectos relativos a especificação desses equipamentos.

Ao final, é feito um breve relato sobre o comportamento da proteção frente a um sistema elétrico quando submetido a variações de frequência. Também são comentados aspectos relativos à estabilidade do sistema nestas condições.

#### **2.1 TRANSDUTORES**

Os transformadores de instrumento, ou transdutores, são os transformadores de corrente (TC's) e de tensão, também denominado de transformadores de potencial (TP's). As funções desses equipamentos aplicados aos sistemas de potência são:

- Permitir acesso às correntes e tensões em amplitudes menores e com segurança;
- Isolar galvanicamente os instrumentos ligados nos enrolamentos secundários dos transformadores do sistema de alta tensão.

Os valores nominais dos enrolamentos secundários desses transdutores são padronizados para que relés e instrumentos de medidas de quaisquer fabricantes possam ser ligados. Em vários países os enrolamentos secundários dos TC's são padronizados em 5 A, enquanto que na Europa utiliza-se também o padrão 1 A. A tensão do enrolamento secundário dos transformadores de tensão é padronizada em 115 V (tensão de linha), ou 66,4 V (tensão de fase). Os transdutores de corrente devem ser projetados para tolerarem níveis elevados de corrente durante condições anormais do sistema. Assim, os TC's são projetados para suportar, por poucos segundos, correntes elevadas de curtos-circuitos e que podem alcançar 20 vezes o nominal, enquanto que os TP's devem suportar, quase indefinidamente, sobretensões dinâmicas do sistema da ordem de 20 % acima do valor nominal.

Os TC's são dispositivos multi-enrolamentos, enquanto que os TP's para sistemas de alta tensão podem incluir divisor capacitivo de potencial (DCP), conhecido também como CCVT (Coupling Capacitor Voltage Transformer).

### 2.1.1 TRANSFORMADOR DE CORRENTE (TC)

O transformador de corrente - TC é um transformador destinado a reproduzir, em escala reduzida, a corrente primária em seu circuito secundário, mantendo sua posição fasorial.

Para que o TC tenha queda de tensão e consumo de energia desprezíveis, a bobina primária deve ter pequena resistência e reatância. Assim, deve ser composta de fios grossos e com poucas espiras. Os instrumentos ligados ao TC devem estar todos em série.

#### 2.1.1.1 Relação de transformação do TC

Considere o circuito magnético do TC apresentado na figura a seguir:

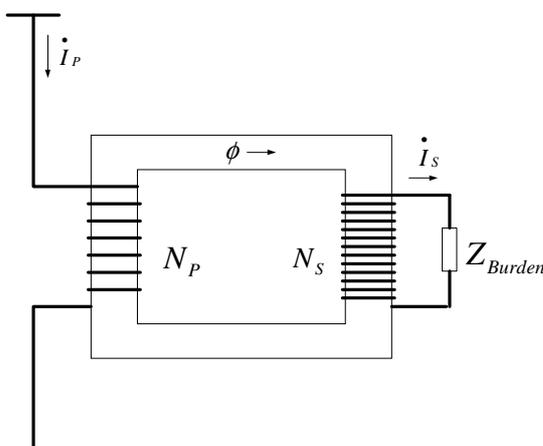


Figura 1 – Circuito magnético do TC

Aplicando a lei de Hopkinson:

$$\dot{F}_P - \dot{F}_S = \mathfrak{R} \cdot \dot{\phi} \quad (\text{Equação 1})$$

$$\dot{F}_P = N_P \cdot \dot{I}_P \quad (\text{Equação 2})$$

$$\dot{F}_S = N_S \cdot \dot{I}_S \quad (\text{Equação 3})$$

Onde:

$\dot{F}_P$ : Força magnetomotriz da bobina primária do TC;

$\dot{F}_S$ : Força magnetomotriz da bobina secundária do TC;

$\mathfrak{R}$ : Relutância do circuito magnético do núcleo do TC;

$\phi$ : Fluxo magnético do núcleo do TC;

$N_P$ : Número de espiras do primário;

$N_S$ : Número de espiras do secundário;

Desenvolvendo a equação temos:

$$N_P \cdot I_P - N_S \cdot I_S = \mathfrak{R} \cdot \phi \quad (\text{Equação 4})$$

Supondo um transformador ideal, portanto de relutância magnética nula, resulta:

$$\dot{I}_S = \frac{1}{\frac{N_S}{N_P}} \cdot \dot{I}_P \quad (\text{Equação 5})$$

Então definimos a relação de transformação do TC como:

$$RTC = \frac{N_S}{N_P} \quad (\text{Equação 6})$$

Pela NBR 6856 da ABNT, as correntes primárias do TC são de: 5, 10, 15, 20, 25, 30, 40, 50, 60, 75, 100, 125, 150, 200, 250, 300, 400, 500, 600, 800, 1000, 1200, 1500, 2000, 3000, 4000, 5000, 6000, 8000 A. Os valores sublinhados representam os valores utilizados pela ASA (American Standard Association).

#### 2.1.1.2 O fator de sobrecorrente do TC

O fator de sobrecorrente do TC – FS é definido pela relação da corrente máxima de curto que pode passar pelo primário do TC e a sua corrente primária nominal, para que o erro de sua classe seja mantido. Os erros do TC para proteção são de 2,5% e 10% sendo o último o valor mais comumente utilizado.

Os valores normatizados de FS são:

- ASA: FS = 20;
- ABNT: FS = 5, 10, 15, 20;

#### *2.1.1.3 Classe de exatidão do TC*

As normas ASA e ABNT definem a classe de exatidão e limites de operação do TC de formas diferentes. A ASA define o erro do TC pela limitação da máxima tensão da bobina secundária do TC no instante de curto circuito. Esta dependerá da magnitude da corrente secundária e da carga do TC.

A ABNT define a máxima potência aparente (VA) que se pode conectar em regime permanente no secundário do TC, para que durante o máximo curto circuito limitado pelo fator de sobrecarga, o seu erro não ultrapasse o da sua classe de exatidão.

#### *2.1.1.4 Saturação do TC*

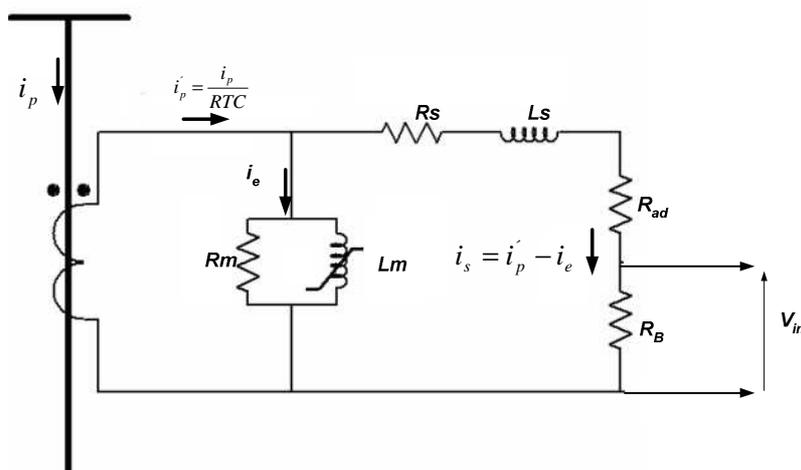
Os TC's devem ser projetados para tolerarem valores de corrente superiores a correntes em regime, oriundos de condições anormais de operação do sistema. Assim, estes são concebidos para suportarem correntes de falta e outros surtos por poucos segundos.

Quando as faltas ocorrem, além dos níveis elevados de corrente, estas podem conter substanciais parcelas da componente contínua, ou de baixa frequência e, ainda, existir fluxo remanescente no núcleo do TC. Todos esses fatores podem levar à saturação do núcleo do transformador de corrente e produzir significativa distorção na forma de onda secundária de corrente do dispositivo.

No presente trabalho, a corrente secundária do transformador de corrente é aplicada a um filtro de Butterworth de segunda ordem objetivando a eliminação das componentes de alta frequência contidas no sinal de corrente, como veremos adiante.

A Figura 2 apresenta a modelagem dos transformadores de corrente considerados em cada fase do canal analógico de processamento dos sinais de corrente.

O enrolamento primário do transformador de corrente é percorrido normalmente pela corrente de linha do sistema elétrico, com queda de tensão desprezível, de modo que a resistência e a reatância de dispersão de seu enrolamento primário podem ser desconsideradas. A corrente primária pode, portanto, ser considerada como independente do desempenho do TC e injetada no circuito paralelo de sua impedância de magnetização com a carga aplicada ao seu enrolamento secundário, como está indicado na Figura 2.



**Figura 2 – Representação do transformador de corrente (TC).**

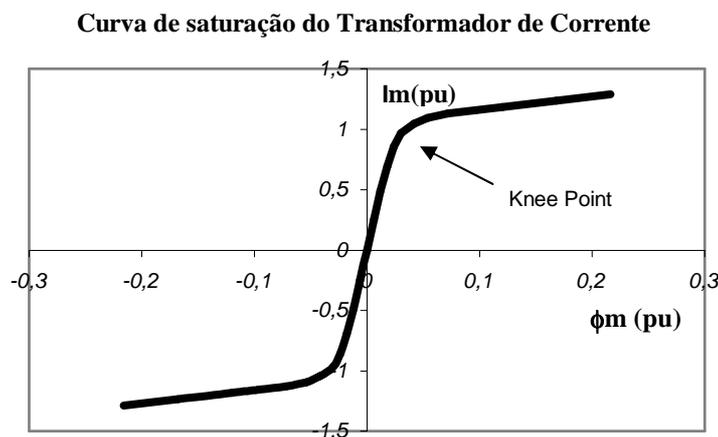
Os transformadores de corrente devem ser especificados para suportar as correntes em regime permanente e para condições transitórias, a exemplo das faltas. Para que a corrente primária referida ao secundário  $i_p/RTC$  seja fidedigna à corrente secundária  $i_s$  do TC deve operar com corrente de excitação  $i_e$  reduzida, como observado na(Equação 7):

$$i'_p = \frac{i_p}{RTC} = i_e + i_s \quad (\text{Equação 7})$$

onde  $i'_p$  é a corrente do enrolamento primário  $i_p$  referida ao secundário e  $RTC$  representa a relação de transformação do TC. A corrente de excitação  $i_e$  na Figura 2 aparece decomposta em sua componente de perdas  $i_R$  e em sua componente de magnetização  $i_m$ . No modelo, o parâmetro  $R_m$  é considerado constante, condição não imposta ao parâmetro  $L_m$ , que é função da corrente de excitação.

Observando a curva apresentada na Figura 3, vemos que, para certos limites, o núcleo magnético se comporta de forma linear, estando esta condição delimitada pelo “*Knee Point*”. Quando o transformador de corrente opera fora da região linear, observamos o efeito da saturação, representado no modelo por uma brusca redução da indutância  $L_m$ .

Além da resistência de perdas magnéticas  $R_m$  e da reatância de magnetização  $L_m$ , do circuito equivalente do TC da Figura 2, são indicadas a resistência e a indutância de dispersão do enrolamento secundário e a resistência de carga. A resistência de carga aparece decomposta em  $R_{ad}$ , resistência adicional de carga, e que representa as resistências das conexões e cabos.



**Figura 3 – Curva de saturação do núcleo magnético.**

A resistência do *burden*  $R_B$  produz uma tensão  $V_{in} = R_B \cdot i_s$  proporcional à corrente do enrolamento secundário  $i_s$  do transformador de corrente. Com o sinal de tensão  $V_{in}$  é possível o expurgo de componentes de alta frequência, através do processamento do sinal através de um filtro analógico passa-baixa. No presente trabalho, um filtro de segunda ordem de Butterworth foi escolhido tanto para os canais de corrente e de tensão.

Na prática os TC's estão instalados na subestação e os equipamentos de medição, controle e proteção estão na sala de operação. Como a distância do TC aos

equipamentos na sala de operação pode ser grande, deve-se considerar a carga adicional da fiação no carregamento do TC, o que pode chegar a 6  $\Omega$ .

Considerando o circuito magnético do TC apresentado na Figura 1, se só considerássemos a força magnetomotriz primária, teríamos:

$$N_p \cdot I_p = \mathfrak{R} \cdot \phi \quad (\text{Equação 8})$$

Esta contribuição  $N_p \cdot I_p$  para a magnetização do núcleo do TC pode ser considerada independente do desempenho do TC. Assim, a corrente secundária irá apresentar valor que deve compensar a força magnetomotriz primária na exata medida para produção do fluxo magnético do núcleo exigido. Na operação com tensão secundária relativamente baixa (*burden* reduzido), a operação ocorre na região linear da relação fluxo magnético – corrente de excitação. Durante defeitos com corrente primária relativamente alta, da ordem de 20 vezes a corrente nominal primária do TC, com componente CC e *burden* elevado, a saturação é praticamente inevitável. O fluxo magnético no interior do núcleo aumenta, saindo da região linear do TC, a relutância também muda, pois ela depende da permeabilidade do material do núcleo, conforme (Equação 9).

$$\mathfrak{R} = \frac{l}{\mu \cdot A} \quad (\text{Equação 9})$$

Onde:

$l$ : comprimento médio do núcleo do material ferromagnético do TC;

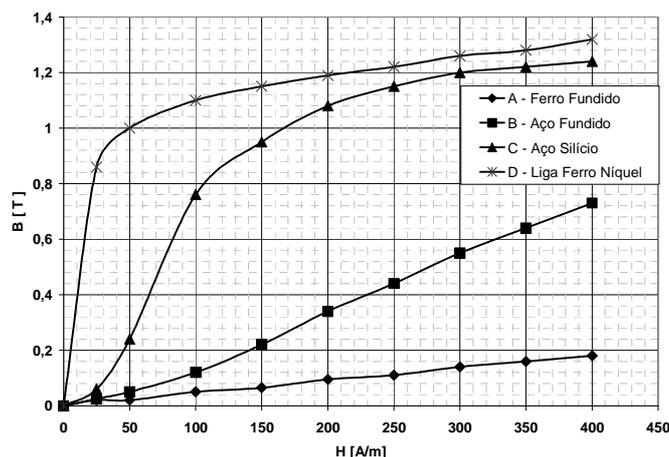
$A$ : Área da secção transversal do núcleo do TC;

$\mu$ : permeabilidade do material ferromagnético do qual é construído o TC;

Este excessivo aumento do fluxo magnético no núcleo do TC causa excessivas perdas por histerese e correntes parasitas no núcleo do TC, aquecendo-o rapidamente, podendo danificá-lo. Além disso, pode produzir elevadas tensões no secundário do TC, especialmente na condição com o secundário em aberto (o que deve ser evitado), o que resultaria na perfuração de sua isolação e produziria elevados riscos à segurança humana.

A Figura 4 mostra a característica magnética dos materiais de laminação de ferro comumente usados para núcleos de TC. Como pode ser visto, um núcleo magnético

construído com liga ferro-níquel pode saturar com correntes de excitação muito baixas. Para sobrepor esta dificuldade, alguns dos TC's usados para proteção apresentam núcleos compostos feitos de laminação de dois ou mais destes materiais de modo a produzir um dado resultado desejado, ou seja uma permeabilidade mais uniforme sobre uma faixa ampla de densidade de fluxo.



**Figura 4 - Característica magnética dos materiais de laminação de ferro comumente usados para núcleos de TC**

A saturação do TC pode ser evitada aumentando a seção reta dos núcleos do TC ou por meio da redução do *burden*. O primeiro método é dispendioso e o segundo método pode ser difícil. A carga de um TC é essencialmente produzida pela resistência de carga ligada a seu secundário, com contribuição da resistência das fiações de ligação. Para uma dada performance, a carga do relé não pode ser reduzida exceto por alteração em seu projeto.

O núcleo de um TC pode saturar prematuramente para correntes bem abaixo do nível normal devido à existência de fluxo remanente. Os materiais utilizados na construção do núcleo dos TC's podem ter remanência elevada de modo que a ocorrência de um curto severo pode deixar um fluxo remanente alto o suficiente para causar saturação.

### **2.1.2 TRANSFORMADOR DE POTENCIAL (TP)**

Normalmente em sistemas acima de 600 V, as medições de tensão são feitas através de TP's.

Os divisores capacitivos, resistivos e mistos normalmente possuem suas aplicações a circuitos de ensaio e em laboratórios.

Para tensões compreendidas entre 600 V e 138 kV, os transformadores indutivos são predominantes.

Para tensões superiores a 138 kV, os TP's capacitivos são mais utilizados.

Os TP's indutivos são semelhantes aos transformadores de potência.

Os TP's capacitivos são menos dispendiosos, mas podem apresentar desempenho transitório inferior.

A Figura a seguir apresenta um diagrama elétrico de representação de um Transformador de Potencial Capacitivo (TPC).

Estes equipamentos são constituídos por conjunto de capacitores  $C_1$  e  $C_2$ , cujas funções são de divisor de tensão e de acoplar o sistema de comunicação “carrier” ao sistema de potência. A tensão primária do Transformador de Potencial Indutivo (TPI) é de cerca de 23 kV e o circuito equivalente obtido através da modelagem é semelhante ao transformador de potência convencional.

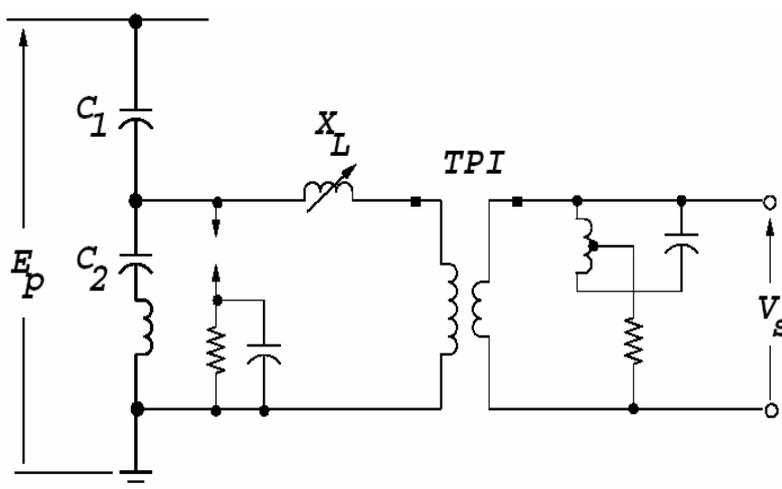
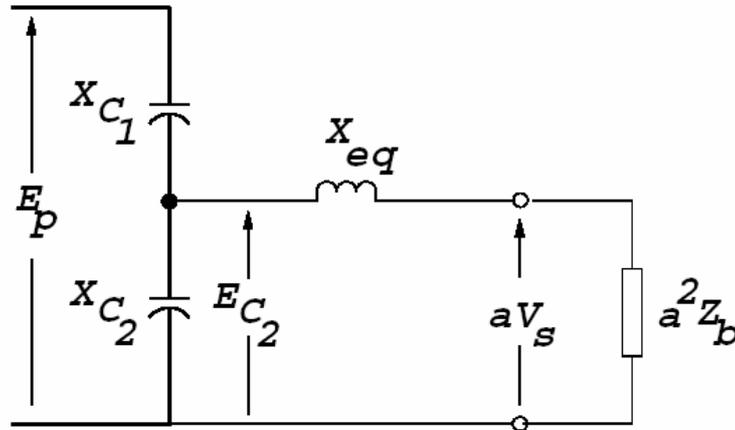


Figura 5 – Transformador de potencial capacitivo

Desprezando-se as partes resistivas e a impedância de magnetização obtém-se, para regime permanente, o circuito equivalente aproximado, mostrado na Figura 6 a seguir:

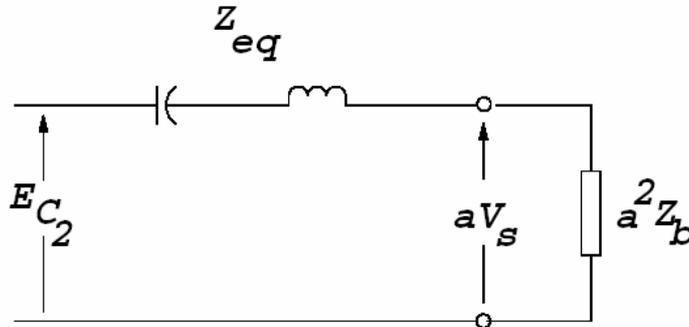


**Figura 6 – Circuito equivalente aproximado de um DCP**

onde:

$$X_{eq} = X_L + X_p + a^2 X_s \quad (\text{Equação 10})$$

Ou reduzindo a uma forma mais simplificada, é possível obter o circuito equivalente mostrado na Figura 7 a seguir:



**Figura 7 – Circuito reduzido de um DCP**

Onde:

$$E_{C_2} = E_p \left( \frac{X_{C_2}}{X_{C_1} + X_{C_2}} \right) \quad (\text{Equação 11})$$

$$Z_{eq} = j \left( X_{eq} - \frac{X_{C_2}}{X_{C_1} + X_{C_2}} \right) \quad (\text{Equação 12})$$

Portanto,  $X_L$  deverá ser ajustado de tal forma que  $Z_{eq}$  seja próximo de zero e conseqüentemente:

$$X_L = \left(\frac{X_{C_2}}{X_{C_1} + X_{C_2}}\right) - X_p - a^2 X_s \quad (\text{Equação 13})$$

E com isso:

$$aV_s = E_{C_2} = E_p \left(\frac{X_{C_2}}{X_{C_1} + X_{C_2}}\right) = E_p \left(\frac{C_1}{C_1 + C_2}\right) \quad (\text{Equação 14})$$

Normalmente, os DCP's apresentam o reator de compensação e o transformador indutivo com derivações acessíveis para ajustes finos. Através do reator é feito o ajuste para o ângulo de fase e pelo transformador indutivo faz-se o ajuste da amplitude.

## 2.2 ESPECIFICAÇÃO DOS EQUIPAMENTOS DE PROTEÇÃO

As simulações foram todas realizadas utilizando o programa MATLAB, sendo todos os elementos do sistema de proteção modelados com o apoio da ferramenta Simulink e com a chamada dos modelos dos elementos do sistema de potência já disponíveis na biblioteca “SimPower Systems”.

As especificações dos equipamentos de proteção [18] utilizados no sistema elétrico analisado e modelado serão apresentadas a seguir:

Especificação do transformador de corrente:

- Resistência de dispersão do secundário:  $0,32\Omega$ ,
- Resistência total do secundário mais carga:  $1,32\Omega$ ,
- Especificação ABNT *B10F20C200* ,
- Relação  $RTC = 1500 /5$

Divisor capacitivo de potencial:

- Capacitância superior:  $C_1 = 5,210 \text{ nF}$ ,
- Capacitância inferior:  $C_2 = 123,05 \text{ nF}$ .
- Reator de compensação:
  1. Indutância:  $54,86 \text{ H}$  ,
  2. Resistência  $541,0 \Omega$

Transformador de potencial - parâmetros referidos ao secundário

- Especificação: TP ABNT 400VA, classe de exatidão 1,2%,

- Enrolamento primário:
  1. Resistência: 9,490  $m\Omega$ ,
  2. Reatância: 78,563  $m\Omega$ ,
  
- Enrolamento secundário:
  1. Resistência: desprezível,
  2. Reatância: 376,99  $m\Omega$ .

Filtro de Butterworth do canal de corrente:

- Filtro de segunda ordem,
- Resistências: 300  $\Omega$ ,
- Indutância: 0,7503  $H$  ,
- Capacitância 8,336  $\mu F$

Filtro de Butterworth do canal de tensão:

- Filtro de segunda ordem,
- Resistências: 300  $\Omega$
- Indutância: 0,7503  $H$  ,
- Capacitância 8,336  $\mu F$

### **2.3 PROTEÇÕES DE CARÁTER SISTÊMICO**

A proteção é analisada, na maior parte dos casos, considerando a origem de uma falta em um determinado equipamento, seja este um gerador, transformador, motor, entre outros.

A proteção de caráter sistêmico, mais do que avaliar, isoladamente, os equipamentos de um sistema elétrico de potência e seus possíveis defeitos, monitora o comportamento do sistema de potência, para assegurar que a vida útil da unidade geradora e de outros equipamentos não venha a ser reduzida de forma desnecessária em função de possíveis variações de frequência e de tensão após a ocorrência das faltas.

Além disso, serão discutidas, a seguir, algumas medidas necessárias para garantir a estabilidade do sistema após a falta e em situação de desligamentos múltiplos em um sistema interligado.

### **2.3.1 OPERAÇÃO COM ALTERAÇÕES DE FREQUÊNCIA**

Severas perturbações em sistemas sobrecarregados podem retirar de operação uma linha de transmissão. E isso, conseqüentemente, poderia ocasionar um efeito em cascata e ocasionar o desligamento de outras linhas associadas à primeira, o que resultaria no ilhamento dos sistemas que estavam inicialmente interligados. Após este ilhamento, seria razoável assumirmos uma situação bastante comum onde um sistema interligado transforma-se em dois sistemas independentes. Neste caso, é bastante provável que um dos sistemas venha a experimentar sobrecarga ou venha a gerar energia em excesso ao solicitado pelas cargas existentes. Por esse motivo, a frequência elétrica do primeiro sistema irá experimentar excursões abaixo do valor inicial, enquanto no outro sistema serão observadas frequências acima do valor inicial.

Os efeitos dessas duas situações serão descritas a seguir:

#### *2.3.1.1 Efeitos da sobrefrequência*

Uma operação de ilhamento de uma determinada área de um sistema elétrico e que resulte em déficit de carga, resultará no aumento da velocidade de rotação das turbinas dos geradores desta área. Nesse momento, os controladores primários de velocidade deveriam atuar, reduzindo a frequência elétrica gerada.

Além disso, após a perda da carga, a excitação destes geradores poderá sofrer redução considerável, podendo sensibilizar um ou outro relé de proteção e podendo resultar no desligamento de gerador. Também é possível que a unidade geradora seja desligada devido a elevações de tensão. O desligamento de parte da geração não necessariamente é um grave problema, desde que ainda haja uma parte relevante da geração em operação e que tais desligamentos ocorram de maneira isolada.

#### *2.3.1.2 Efeitos da subfrequência*

No caso de um sistema onde a frequência elétrica fica abaixo da nominal, há uma tendência de que as unidades geradoras venham a experimentar sobrecarga. Como conseqüência de possível condição de sobrecarga em algumas unidades geradoras, poderá ocorrer redução do perfil de tensão no sistema elétrico, causando aumento na

excitação destes geradores até seu limite. Isso pode resultar, ainda, na possibilidade de sobreaquecimento no estator e no rotor destas máquinas. Esta situação poderia ocasionar um efeito em cascata se propagando rapidamente e culminando em um desligamento generalizado.

A norma ANSI recomenda períodos de duração da subfreqüência de maneira que não comprometa o limite térmico dos geradores. Estes limites estão mostrados na tabela a seguir:

**Tabela 1 – Período de capacidade térmica do gerador**

Período admissível (s)	Limite do estator em função da corrente em p.u.	Limite do estator em função da tensão de campo em p.u.
120	1,16	1,12
60	1,30	1,25
30	1,54	1,46
10	2,26	2,08

Os valores da tabela acima são baseados na constante de incremento de calor e, portanto, valores aproximados de tempo de operação de turbo-geradores na condição de subfreqüência podem ser calculados a partir da seguinte equação:

$$(x^2 - 1)t = K \quad \text{(Equação 15)}$$

Onde:

x = Valor da tensão de campo ou da corrente no estator em p.u..

K = constante

É importante que algumas proteções sejam preparadas para proteger o gerador em situações onde seus parâmetros de segurança excedam os valores mostrados na Tabela 1. Esta função já é encontrada nos reguladores de tensão mais modernos, reduzindo a tensão de excitação para um valor seguro, após um período de retardo apropriado. Esta redução de tensão também poderá reduzir a corrente no estator. Entretanto, o valor da corrente no estator depende do sistema e a redução da tensão não pode ser designada à proteção do estator.

A proteção do gerador para as condições de frequência acima ou abaixo dos valores nominais não exige nenhum acréscimo ao sistema de proteção tipicamente utilizado. Mas é importante saber que, nessas situações, a vida útil do gerador não deve ser reduzida de forma desnecessária.

#### *2.3.1.3 A proteção para variações de frequência*

As variações de frequência, acompanhadas por ilhamento dos sistemas, são causadas pelo desbalanço entre a carga e a geração. Este efeito é mais grave no caso de um ilhamento onde é criado um segundo sistema em que a carga excede a geração. Por esse motivo a maior parte dos estudos é voltada para este tipo de sistema com excesso de carga. Desde que não haja nenhum controle direto sobre a carga, o primeiro mecanismo para restabelecer a frequência nominal é distribuir a carga em quantidades apropriadas.

O problema da distribuição de carga é estudado nos Estados Unidos desde meados da década de 50. A correção mais lógica e comum para um sistema em sobrecarga é o desligamento de uma parcela da carga. Esse procedimento era bastante defendido no passado já que, em 1978, relatórios da indústria norte-americana sobre a aplicação dos relés na proteção contra subtensão e subfrequência apontavam que apenas um terço das companhias de eletricidade utilizavam este tipo de proteção.

Uma norma desenvolvida recentemente fornece orientações para proteção contra variações de frequência nos sistemas de geração. Os dois maiores objetivos desta norma são:

- 1) Proteger o equipamento de danos decorrentes da operação durante as variações excessivas de frequência;
- 2) Prevenir desligamentos em cascata que resultaria em um colapso generalizado do sistema.

Os seguintes componentes do sistema são os mais afetados em condições de severas variações de frequência:

- Gerador;

- Transformador elevador da unidade geradora;
- Turbina;
- Componentes auxiliares (bombas de água, entre outros).

Testes mostraram que, em sistemas onde a frequência nominal é de 60 Hz, a capacidade reduz a partir de 57 Hz e a operação em frequências abaixo de 55 Hz já é considerada crítica.

Vale ressaltar que tais estudos e relatórios consideram uma predominância de usinas termelétricas ligadas ao sistema norte-americano, inviabilizando algumas comparações com o sistema brasileiro.

### ***2.3.2 ESQUEMAS DE PROTEÇÃO PARA O APRIMORAMENTO DA ESTABILIDADE***

Um crescente número de esquemas de proteção é projetado para melhorar a estabilidade de um sistema elétrico de potência ou a sua segurança. Estes esquemas se diferenciam dos demais, como, por exemplo, de um esquema de proteção de uma linha ou de um equipamento específico, ou até mesmo de uma zona de proteção. Os esquemas para aprimoramento da estabilidade funcionam alterando ou preservando a estrutura, segurança ou a conectividade do sistema.

Outra aplicação que aprimora a estabilidade do sistema é a utilização de esquemas específicos para as unidades geradoras, prevenindo o desligamento da unidade no momento em que o seu sistema de proteção interpreta uma situação normal de oscilação dinâmica do sistema como uma situação de falta.

Em determinados sistemas de potência, estudos sobre o seu desempenho podem mostrar que grandes perturbações em linhas importantes podem ocasionar efeitos catastróficos. Esquemas especiais de proteção são projetados para atuarem especialmente para determinadas perturbações. As perturbações mais típicas são:

- Faltas na transmissão;
- Interrupção de linhas em cascata;
- Interrupção da geração;
- Mudanças repentinas de grandes cargas;
- Combinações das situações anteriores.

Quando uma perturbação prevista ocorre, um esquema especial de proteção poderá tomar uma ação pré-determinada. Esta ação pré-determinada é projetada a partir de estudos computacionais sobre o comportamento do sistema, onde nota-se que, sem uma ação especial, o resultado de resposta do sistema ocasiona graves problemas. Baseado nestes estudos, controladores rápidos são cuidadosamente projetados para proporcionarem condições mais favoráveis ao sistema quando comparados a situação sem o esquema especial de proteção. Isto pode requisitar ações drásticas, como desligamento de cargas, ou retirada da geração. Mas até mesmo essas ações podem ser melhores do que um colapso generalizado do sistema.

#### *2.3.2.1 Procedimento para o projeto de um esquema especial de proteção*

O projeto de um esquema especial de proteção segue um procedimento lógico. Primeiramente é necessário entender a resposta do sistema frente às perturbações. Algumas perturbações são mais sérias que outras, dependendo do tipo, localização, complexidade, e duração da perturbação. Algumas podem ser tão sérias que os sistemas de proteção, utilizados normalmente, são inadequados. Isto pode exigir a instalação de diversos dispositivos e alguns devem ser especialmente projetados. Os seguintes passos devem ser seguidos na implementação de um esquema especial de proteção:

- a) Definição das condições críticas;
- b) Definição dos pontos de atuação;
- c) Coordenação da operação do esquema especial de proteção.

### 3

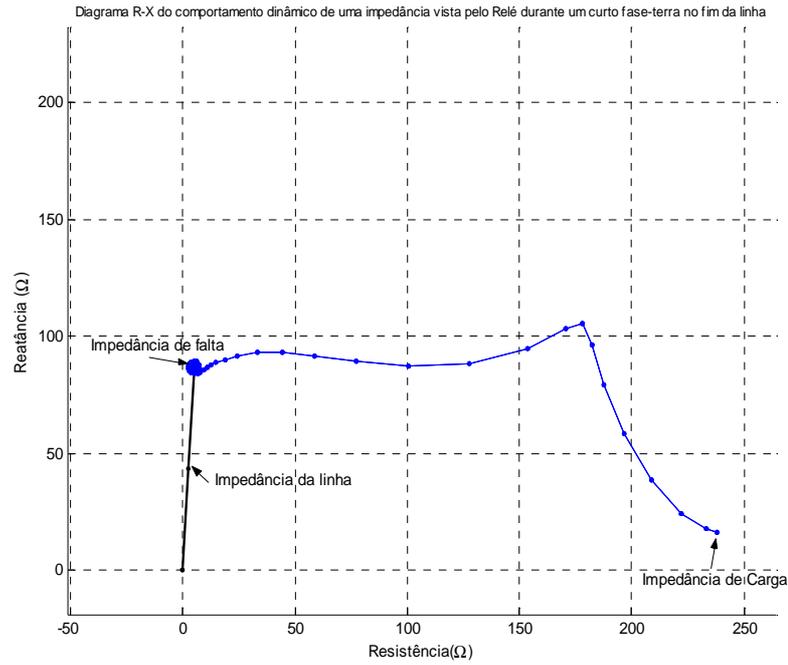
## CARACTERÍSTICAS DE OPERAÇÃO DOS SISTEMAS DE PROTEÇÃO

Neste capítulo serão mostradas a representação no diagrama R-X e as características dos relés de sobrecorrente, direcionais, de impedância, de admitância, de reatância e quadrilaterais.

O diagrama R-X é uma importante ferramenta para a visualização da trajetória da impedância aparente medida pelo relé de proteção durante um curto-circuito e de sua respectiva região de operação. A região de operação, por sua vez, é determinada pela equação de conjugado definida para cada tipo de relé.

### 3.1 OPERAÇÃO DOS RELÉS NO PLANO R – X

As várias impedâncias das malhas de falta podem ser mais bem visualizadas usando-se um Diagrama R-X. Esse diagrama é um recurso poderoso na análise das proteções de distância. Com o apoio deste diagrama, podem ser avaliados tanto os valores de impedância estáticos quanto os dinâmicos, esses últimos importantes para que não ocorram operações indevidas da proteção. Além disto, deve ser considerado que a trajetória de impedância entre a condição inicial de carga e a impedância final de falta, pois pode passar por dentro de alguma característica de operação e operar indevidamente a proteção. Com o apoio do diagrama, pode-se também avaliar o quanto dessa resistência pode ser acomodada em uma dada característica de operação, o que, dependendo dos carregamentos e instantes de falta, modificam o caminho dinâmico até o ponto final da impedância do loop de falta, como será visto no decorrer do trabalho. O diagrama ajuda, ainda, a diferenciar as impedâncias de carga e de falta, facilitando os ajustes das zonas de maior alcance, de maneira a não operar para impedâncias de sobrecarga.



**Figura 8- Diagrama R-X do comportamento dinâmico de uma impedância vista pelo relé de distância, em uma falta fase-terra no final da linha.**

Os ângulos das impedâncias medidas pelos relés dependem dos sentidos (sinais) dos fluxos de potências ativa e reativa através das linhas sob proteção. Isto é, de acordo com a (Equação 16) e com a (Equação 17), as impedâncias medidas se apresentarão em um dos quadrantes do plano R-X (Figura 9).

$$\dot{I} = \frac{\dot{S}^*}{\dot{V}} \quad \text{(Equação 16)}$$

$$\dot{Z} = \frac{\dot{V}}{\dot{I}} \quad \text{(Equação 17)}$$

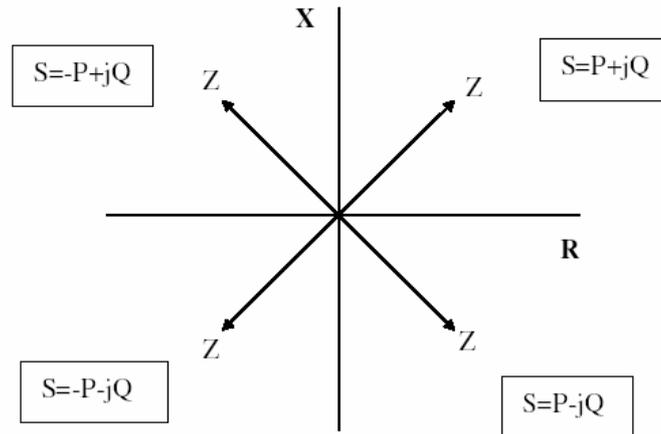


Figura 9 – Localização de Z no plano R-X de acordo com o fluxo de potência

### 3.1.1 CARACTERÍSTICAS CLÁSSICAS DOS RELÉS ELETROMECHANICOS

As principais características dos relés eletromecânicos podem ser descritas a partir de suas respectivas equações de conjugado. Tais características serão determinadas e expressas em função das grandezas de tensão e corrente genéricas.

A equação de conjugado citada acima relaciona as grandezas de atuação e restrição somente para o ponto de mínima atuação do relé, ou seja, para o ponto de mínimo valor de *pickup*. Isto quer dizer que a equação de conjugado somente é válida no ponto em que o relé está no limiar da operação.

Para a representação de um tipo de relé em particular, pode-se partir da equação universal de conjugado de relés a seguir, igualar uma ou mais constantes,  $K_1$ ,  $K_2$ ,  $K_3$  e  $K_4$  a zero, ou então torná-las negativas.

$$T = K_1.I^2 + K_2.V^2 + K_3.V.I.\cos(\theta - \tau) - K_4 \quad (\text{Equação 18})$$

No caso das grandezas responsáveis pela atuação do relé gerarem conjugados de operação superiores ao conjugado de restrição, a atuação do relé ocorrerá. Além disso, quanto maiores forem esses conjugados de operação em relação aos de restrição, maior será a velocidade de atuação do relé em questão.

Devido aos efeitos de saturação e diversas outras características não lineares do campo magnético girante, quando se necessita de uma equação que forneça o tempo de

operação do relé eletromecânico, costuma-se na prática, após a construção do mesmo, plotar, a partir de resultados obtidos por meio de testes, a sua característica de operação em função das grandezas de entrada. Uma vez plotada a característica de operação, métodos matemáticos de ajuste de curva são usados para determinar as equações aproximadas. As equações determinadas desta forma possuem uma faixa de precisão, que geralmente satisfaz para alguns propósitos de aplicação, tais como coordenação de relés, etc.

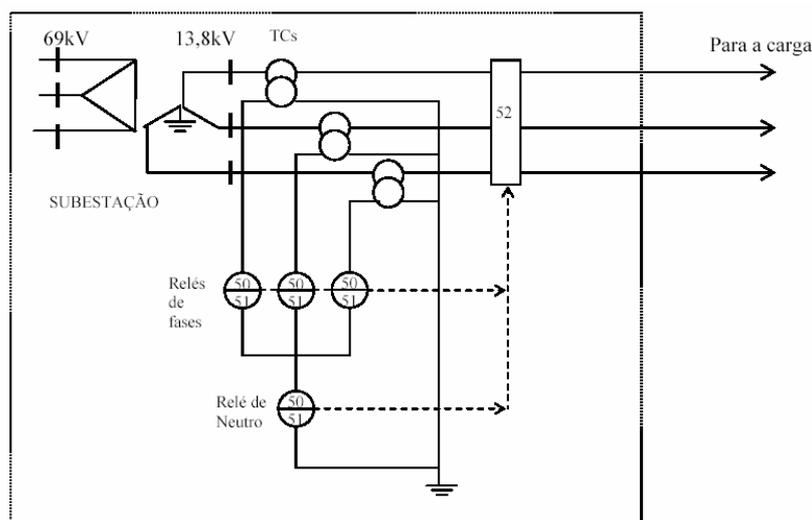
Embora a equação de conjugado defina apenas o ponto de atuação, ou a sensibilidade do relé, seu significado é maior quando aplicada a relés que operem muito rapidamente para qualquer grandeza que exceda o ponto de atuação, como por exemplo, os relés tipo cilindro de indução. Já na aplicação a relés que requerem retardo de tempo, como os relés tipo disco de indução, a equação de conjugado tem menos significado e define apenas o ponto de atuação, devendo-se usar outras equações ou curvas para trabalhar com as características de tempo de retardo.

### **3.2 RELÉS DE SOBRECORRENTE INSTANTÂNEOS**

Conforme o próprio nome sugere, o relé de sobrecorrente instantâneo têm como grandeza de atuação a corrente elétrica do sistema. Isto ocorrerá quando esta atingir um valor igual ou superior ao ajuste previamente estabelecido (corrente mínima de atuação).

No caso de serem usados para proteção de circuitos primários (classe 15kV, por exemplo), os relés de sobrecorrente são ligados de forma indireta ao circuito principal através de transformadores de corrente.

Geralmente os relés de sobrecorrente são compostos por duas unidades: instantânea e temporizada. Nos esquemas elétricos que representam equipamentos de proteção, estas recebem os números 50 e 51, respectivamente (Figura 10). Neste caso, o relé tem as funções 50 e 51. Se o relé está ligado para proteção de fase, as suas unidades são conhecidas como 50 e 51 de fases. No caso de está realizando a proteção de neutro ou terra, faz-se referência às unidades 50 e 51 de neutro ou terra.



**Figura 10 – Esquema básico da proteção de sobrecorrente**

A unidade 50, atua instantaneamente ou segundo um tempo previamente definido. Já a unidade 51, pode atuar com curvas de tempo dependente ou de tempo definido.

As unidades instantâneas trabalham com dois ajustes: corrente mínima de atuação e tempo de atuação (tempo previamente definido). Antigamente, estas unidades (eletromecânicas) não permitiam o controle de tempo, isto é, atuavam num tempo muito pequeno (da ordem de milisegundos), sem nenhum ajuste. Hoje, os relés digitais possibilitam ajustes de tempo de atuação destas unidades.

### **3.3 RELÉS DIRECIONAIS**

O relé direcional discrimina a direção do fluxo de potência em uma linha e geralmente é utilizado em conjunto com os relés de impedância. Sua equação de conjugado é obtida atribuindo a  $K_1$  e  $K_2$ , da equação universal de conjugado, valor nulo e a constante  $K_4$  um valor negativo. Dessa forma, o conjugado dos relés direcionais pode ser representado pela seguinte equação:

$$T = K_3.V.I.\cos(\theta - \tau) - K_4 \quad (\text{Equação 19})$$

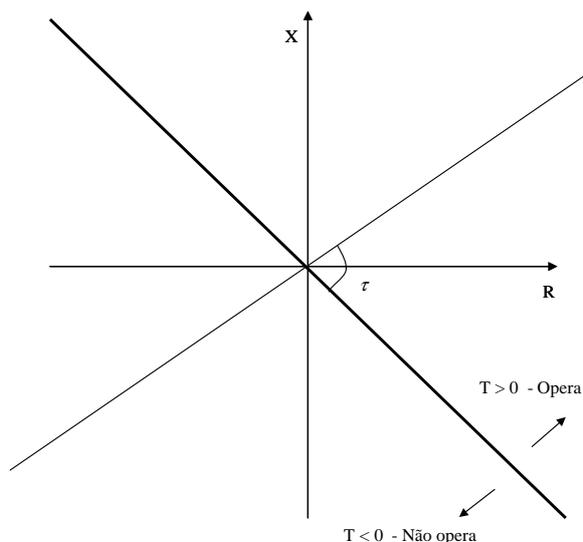
Quando se despreza o efeito da mola ( $K_4$ ), a (Equação 19) pode ser expressa da seguinte forma:

$$K_3.V.I.\cos(\theta - \tau) = 0 \quad (\text{Equação 20})$$

Da equação anterior deduz-se que:

$$\cos(\theta - \tau) = 0 \therefore \theta - \tau = \pm 90^\circ \therefore \theta = \tau \pm 90^\circ \quad (\text{Equação 21})$$

Da (Equação 21) conclui-se que a característica da unidade direcional no diagrama R-X será uma linha reta com região de operação de  $\theta = \tau - 90^\circ$  a  $\theta = \tau + 90^\circ$ , conforme pode ser visto na figura abaixo:



**Figura 11 – Características de operação do relé direcional**

Apesar do relé direcional desconsiderar o 3º quadrante do diagrama R-X, pode-se observar, a partir da Figura 11, que este tipo de relé apresenta uma área de operação praticamente infinita, podendo operar para condições de carga. Por este motivo, unidades direcionais não são utilizadas individualmente, e sim em conjunto com os relés de impedância. A característica combinada da unidade direcional com a unidade de impedância será vista a seguir.

### **3.4 RELÉS DE IMPEDÂNCIA**

O relé de impedância mede continuamente a corrente e a tensão do loop de falta, monitorando a impedância vista pelo relé. A corrente de polarização pode ser vista como a grandeza de operação enquanto o sinal de tensão é a grandeza de restrição à operação. Durante condições de curto circuito, a probabilidade de operação aumenta em razão da redução da impedância do loop de falta que acompanha a redução da tensão e o aumento das correntes de curto associadas aos sinais de polarização do relé. Este atua

acionado por correntes de maior amplitude e sua operação fica menos restrita em razão dos menores níveis do sinal de polarização por tensão. No caso do relé convencional eletromagnético, este opera quando a força de operação excede a força de restrição.

A equação de conjugado desses relés pode ser obtida a partir da equação universal de conjugado (Equação 18), fazendo a constante  $K_3$  nula e as constantes  $K_2$  e  $K_4$  negativas. Dessa forma a equação de conjugado para os relés de distância tipo impedância será:

$$T = K_1.I^2 - K_2.V^2 - K_4 \quad (\text{Equação 22})$$

Trabalhando no limiar da operação, ou seja, no ponto de equilíbrio, quando o conjugado é nulo, e manipulando adequadamente a (Equação 22) chega-se a:

$$0 = K_1.I^2 - K_2.V^2 - K_4 \therefore K_2.V^2 = K_1.I^2 - K_4 \quad (\text{Equação 23})$$

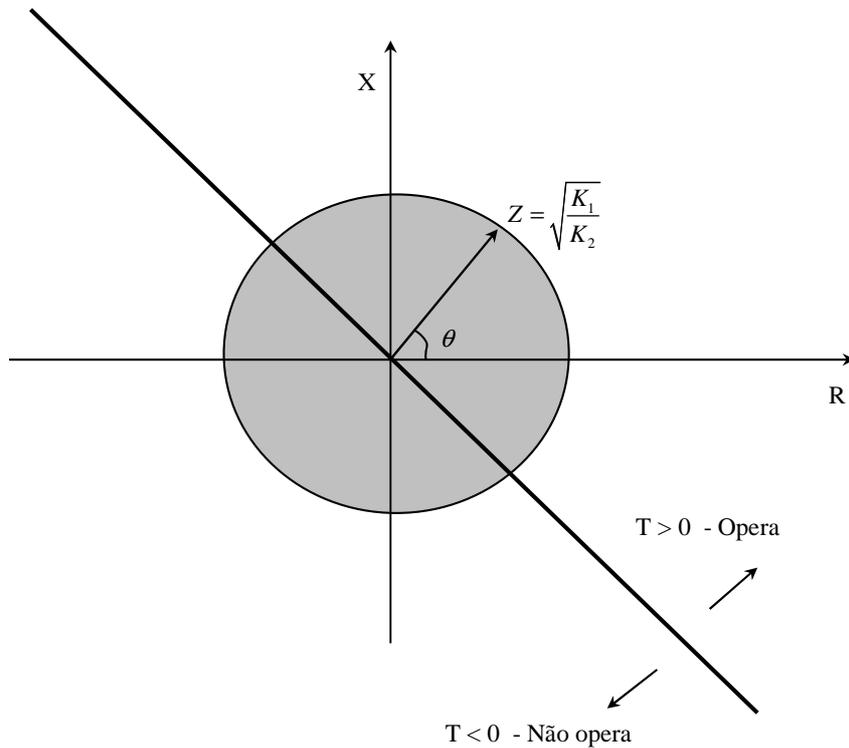
Dividindo a (Equação 23) pelo termo  $K_2.I^2$ , a referida equação resulta em

$$\frac{V^2}{I^2} = \frac{K_1}{K_2} - \frac{K_4}{K_2.I^2} \quad (\text{Equação 24})$$

Em função do reduzido valor de conjugado de restrição adicional ( $K_4$ ) provocado pela mola, além do elevado valor de corrente em situações de falta, conclui-se que o termo  $\frac{K_4}{K_2.I^2}$  da (Equação 24) pode ser desprezado. Feita esta consideração, e admitindo a lei de ohm, obtém-se:

$$\frac{V^2}{I^2} = \frac{K_1}{K_2} \therefore \left(\frac{V}{I}\right)^2 = \frac{K_1}{K_2} \therefore Z^2 = \frac{K_1}{K_2} \therefore Z = \sqrt{\frac{K_1}{K_2}} \quad (\text{Equação 25})$$

A característica de operação dos relés de impedância plotada no diagrama R-X está mostrada na figura a seguir:



**Figura 12 – Característica direcional de operação do relé de impedância.**

Este tipo de relé opera quando a impedância medida estiver no interior da circunferência de raio  $\sqrt{\frac{K_1}{K_2}}$ , o que significa dizer que o conjugado resultante será positivo para essa condição. Caso a impedância medida esteja fora da circunferência, ou seja, o conjugado de restrição supere o conjugado de atuação, o relé não operará. Além disso, vale ressaltar que o relé apresentado na Figura 12 é não direcional pois também inclui a área do 3º quadrante do diagrama R-X como região de operação.

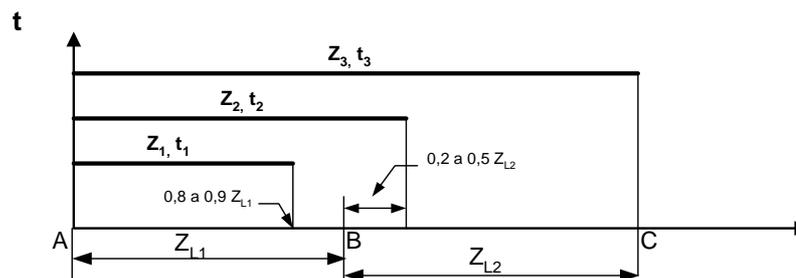
A unidade direcional (relé 67) possui a seguinte função de restrição/operação:

$$T = K \times I \times I_v \times \text{sen}\left(\hat{I}_v, I\right) \quad (\text{Equação 26})$$

O relé direcional eletromecânico pode ser considerado como sendo um dispositivo wattímetro, no qual o máximo conjugado ocorre quando o ângulo entre os fasores de corrente  $I_v$  de sua bobina de tensão e corrente  $I$  em sua bobina de corrente é de 90°. Já os conjugados nulos que definem as condições de transição para a faixa de não operação ocorrem quando o ângulo entre estes fasores é de 0° ou 180°. Uma defasagem entre os sinais de corrente  $I$  e  $I_v$  pode ser inserida de modo a possibilitar o

controle do ângulo de máximo conjugado. Esta providência pode ser adotada em conjunto com a escolha de tensão de polarização adequada associada a ligações alternativas de 30°, 60° ou 90°. Para evitar rotação contínua do rotor na direção do conjugado positivo de operação, o dispositivo é equipado com uma mola de restrição. Um pequeno batente impede a rotação na direção de não operação.

O relé de impedância pode ser projetado para comando de operação de outros contatos quando a impedância vista pela proteção durante o defeito cruza com outros círculos característicos centrados também na origem do plano complexo (zonas de proteção secundária e terciária). Os limites destas zonas de proteção normalmente alcançam para além do terminal remoto da linha de transmissão. Geralmente são utilizadas três zonas de proteção, sendo a primeira instantânea e a segunda e terceira temporizadas. Geralmente a primeira zona de proteção do relé cobre 80 a 90% da linha (proteção primária), enquanto a segunda e terceira zonas cobrem, respectivamente, 20 a 50% e 100% da linha vizinha mais curta, como pode ser observado na Figura 13.



**Figura 13 – Características de temporização e alcance das zonas de um relé de distância.**

### **3.5 RELÉS DE ADMITÂNCIA**

O relé de distância tipo MHO pode ser definido basicamente com um relé direcional com restrição de tensão, cuja equação de conjugado é obtida da equação de conjugado universal, zerando a constante  $K_1$  e fazendo as constantes  $K_2$  e  $K_4$  negativas.

$$T = K_3 \cdot V \cdot I \cdot \cos(\theta - \tau) - K_2 \cdot V^2 - K_4 \quad (\text{Equação 27})$$

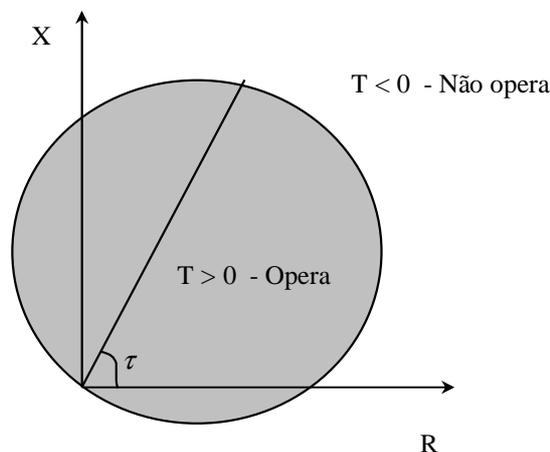
Considerando o limiar da operação, ou seja, no ponto de equilíbrio, quando o conjugado é nulo, e desprezando o efeito da mola  $K_4$  chega-se a:

$$0 = K_3.V.I.\cos(\theta - \tau) - K_2.V^2 \therefore K_2.V^2 = K_3.V.I.\cos(\theta - \tau) \quad (\text{Equação 28})$$

Dividindo a (Equação 28) pelo termo  $K_2.V.I$ , a referida equação resulta em:

$$\frac{K_2.V^2}{K_2.V.I} = \frac{K_3.V.I.\cos(\theta - \tau)}{K_2.V.I} \therefore \frac{V}{I} = \frac{K_3}{K_2}.\cos(\theta - \tau) \therefore Z = \frac{K_3}{K_2}.\cos(\theta - \tau) \quad (\text{Equação 29})$$

A característica de operação desse tipo de relé é um círculo passando pela origem do diagrama R-X, com diâmetro igual a  $\frac{K_3}{K_2}$  e centro sobre uma reta inclinada de um ângulo  $\tau$  com relação ao eixo horizontal, representado na figura a seguir:



**Figura 14 – Característica de um relé tipo MHO**

O relé de admitância por ser inerentemente direcional e apresentar uma característica de operação no plano R-X mais restrita às vizinhanças do lugar geométrico da impedância da linha a ser protegida, apresenta imunidade um pouco maior às oscilações de potência e pode apresentar melhor acomodação ao efeito do arco voltaico, especialmente quando consideradas aplicações de proteção a linhas longas. Pode-se, ainda, considerar uma inclinação adicional do círculo característico, além daquela associada à inclinação da impedância da linha de transmissão. O relé MHO continua sendo muito utilizado em linhas longas, sobretudo para detectar curto-circuitos de fase. Ultimamente, porém, tem cedido lugar para os relés numéricos com características multi-funcionais quadrilaterais.

Faltas muito próximas ao relé, de 0 a 4% da linha de transmissão, podem causar má operação. Este inconveniente pode ser solucionado nos relés eletromecânicos, parcial ou integralmente, pela especificação de um circuito ressonante com capacitor que memoriza a tensão pré-falta. Para os relés numéricos, pode-se ainda recorrer ao efeito de um filtro ressonante a 60 Hz, posicionado ao final do processamento analógico do canal de sinal de corrente do relé.

### **3.6 RELÉS DE REATÂNCIA**

O relé de reatância é um caso particular do relé de ângulo de impedância onde o ângulo  $\tau = 90^\circ$ . A equação de conjugado deste tipo de relé é obtida da mesma forma que a do relé de impedância de ângulo, ou seja, zerando a constante  $K_2$  e fazendo as constantes  $K_3$  e  $K_4$  negativas.

$$T = K_1.I^2 - K_3.V.I.\cos(\theta - \tau) - K_4 \quad (\text{Equação 30})$$

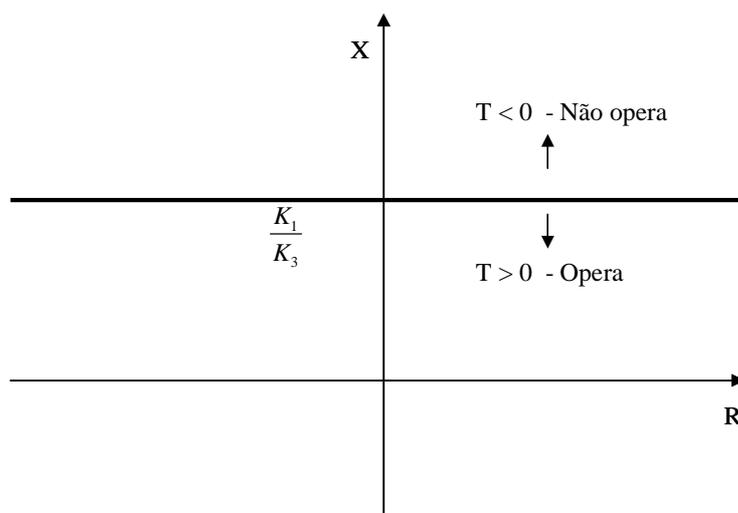
Ao considerar o limiar de operação ( $T=0$ ) e desprezível o efeito da mola ( $K_4$ ), além de  $\tau = 90^\circ$ , chega-se a:

$$\begin{aligned} K_1.I^2 - K_3.V.I.\cos(\theta - 90^\circ) &= 0 \therefore K_3.V.I.\cos(\theta - 90^\circ) = K_1.I^2 \therefore \\ \therefore \frac{K_3.V.I.\cos(\theta - 90^\circ)}{I^2} &= K_1 \therefore K_3 \cdot \frac{V}{I} \cdot \cos(\theta - 90^\circ) = K_1 \therefore \\ \therefore K_3.Z.\cos(\theta - 90^\circ) &= K_1 \therefore Z.\cos(\theta - 90^\circ) = \frac{K_1}{K_3} \end{aligned} \quad (\text{Equação 31})$$

Sabe-se que  $\cos(\theta - 90^\circ) = \text{sen } \theta$ . Então a (Equação 31) pode ser escrita na forma:

$$Z.\text{sen } \theta = \frac{K_1}{K_3} \quad (\text{Equação 32})$$

Além disso, sabe-se que a reatância é representada por  $Z.\text{sen } \theta$ , e observando a (Equação 32) conclui-se que  $X = \frac{K_1}{K_3}$ , ou seja, o valor da reatância é constante. Essa característica de operação é representada no diagrama R-X como uma reta paralela ao eixo R e passando pelo valor de  $X = \frac{K_1}{K_3}$ , conforme visto na figura a seguir:

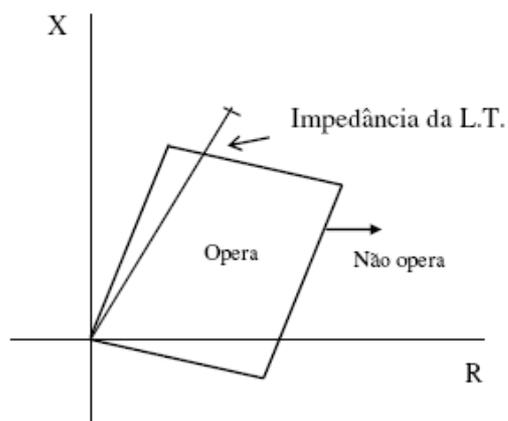


**Figura 15 – Característica de operação do relé de reatância no plano R–X.**

Pelo fato de se tratar de um relé de características abertas, este se torna inconveniente quando não supervisionado por um outro relé com característica fechada no plano R-X. Se isto ocorrer, o relé irá operar para qualquer condição de carga com fator de potência avançado e mesmo para condições de carga puramente resistivas e indutivas até um determinado grau. A grande vantagem deste relé reside no fato de que ele é insensível ao efeito das resistências de arco voltaico. Neste aspecto, a utilização deste relé torna-se interessante nas aplicações de proteção de linhas curtas nas quais a resistência de arco tem grande influência no valor da impedância total da linha.

### **3.7 RELÉS QUADRILATERAIS**

Enquanto as características normalmente obtidas no passado com a tecnologia dos relés eletromecânicos eram apenas retas e círculos, com apoio da tecnologia digital moderna a microprocessadores, pode-se obter características das mais variadas formas, como na forma tomate, reticular, trapezoidal, retangular, etc.. Uma característica amplamente usada é a quadrilateral e que possibilita envolver a impedância dos circuitos de transmissão somada aos efeitos conjugados de carregamento pré-falta e resistência de arco elétrico de curto-circuito. Essa característica é mais conhecida como quadrilateral, conforme pode ser observada na Figura 16. Esta característica pode ser sintetizada a partir da resposta conjunta de vários comparadores de fase ligados segundo a lógica AND.



**Figura 16 – Característica quadrilateral do relé de distância no plano R-X**

Uma das vantagens deste tipo de relé é a possibilidade de ajuste mais fácil da operação para faltas de alta resistência e que não seria possível com o apoio de um relé MHO convencional.

## 4

### OUTRAS FORMAS DE POLARIZAÇÃO DOS RELÉS DE PROTEÇÃO

A forma convencional utilizada para implementar a proteção de distância é através do monitoramento da trajetória da impedância vista por um determinado tipo de relé desde a condição pré-falta até o período de curto-circuito. A decisão para operação é efetuada comparando-se, a cada instante, este valor de impedância com o valor associado ao alcance especificado do sistema de transmissão a ser protegido. A operação do relé efetivamente ocorrerá se a região de operação for alcançada pela trajetória de falta, o que deverá ocorrer quando a trajetória associada ao defeito estiver no interior desta região de operação da proteção.

Neste capítulo, as equações referentes as polarizações mais usuais aplicadas aos relés de distância serão apresentadas, sendo geralmente válidas tanto para relés de fase quanto para relés de terra. Da mesma maneira, algumas polarizações específicas para relés de terra também serão descritas neste capítulo. Detalhes acerca do desempenho dessas polarizações serão observados no próximo capítulo.

#### 4.1 A POLARIZAÇÃO NORMAL DE SEQUÊNCIA POSITIVA

A polarização normal de seqüência positiva aplicada aos relés fase-fase é caracterizada por utilizar as tensões fase-fase e a diferença entre as correntes de fase como sinais de polarização dos canais de tensão e as tensões fase-terra e as correntes de fase para polarização dos relés de neutro. A seguir serão apresentadas as equações desenvolvidas e que demonstram essa característica.

##### 4.1.1 PARÂMETROS DOS RELÉS DE FASE

Conforme já mencionado, as tensões e correntes de fase são consideradas como sinais de polarização dos relés de fase. As respectivas equações desses parâmetros para cada fase estão demonstradas a seguir:

$$V_{F_{ab}}^{normal} = V_a - V_b \quad (\text{Equação 33})$$

$$V_{F_{bc}}^{normal} = V_b - V_c \quad (\text{Equação 34})$$

$$V_{F_{ca}}^{normal} = V_c - V_a \quad (\text{Equação 35})$$

$$I_{F_{ab}}^{normal} = I_a - I_b \quad (\text{Equação 36})$$

$$I_{F_{bc}}^{normal} = I_b - I_c \quad (\text{Equação 37})$$

$$I_{F_{ca}}^{normal} = I_c - I_a \quad (\text{Equação 38})$$

A partir dos sinais de tensão e corrente de polarização associados a cada fase, poderemos obter a impedância de seqüência positiva vista pelo relé em um determinado loop de falta.

$$Z_{F_{ab}}^{normal} = \frac{V_{F_{ab}}^{normal}}{I_{F_{ab}}^{normal}} \quad (\text{Equação 39})$$

$$Z_{F_{bc}}^{normal} = \frac{V_{F_{bc}}^{normal}}{I_{F_{bc}}^{normal}} \quad (\text{Equação 40})$$

$$Z_{F_{ca}}^{normal} = \frac{V_{F_{ca}}^{normal}}{I_{F_{ca}}^{normal}} \quad (\text{Equação 41})$$

Por meio de um comparador de fase do tipo coseno associado ao relé MHO, os sinais de tensão e corrente recebem um tratamento matemático com o intuito de definir a condição de operação do relé. O comparador de fase, de uma forma geral, monitora a diferença de dois sinais de entrada distintos e emite um comando de disparo quando o ângulo entre estes sinais estiver entre  $-90^\circ$  e  $+90^\circ$ , conforme observado na equação a seguir:

$$-90^\circ < (\angle S_1 - \angle S_2) < 90^\circ \quad (\text{Equação 42})$$

Portanto, os sinais aplicados aos relés ab, bc e ca serão calculados da seguinte forma:

$$S_1 = V_F^{normal} - I_F^{normal} Z_{set} \quad (\text{Equação 43})$$

$$S_2 = V_F^{normal} \quad (\text{Equação 44})$$

Dividindo as equações pela corrente vista pelo relé, serão encontrados os seguintes valores:

$$\frac{S_1}{I_F^{normal}} = \frac{V_F^{normal}}{I_F^{normal}} - Z_{set} = Z_F^{normal} - Z_{set} \quad (\text{Equação 45})$$

$$\frac{S_2}{I_F^{normal}} = \frac{V_F^{normal}}{I_F^{normal}} = Z_F^{normal} \quad (\text{Equação 46})$$

Desta forma, o relé obedecerá à seguinte condição de operação:

$$-90^\circ < \angle(Z_F^{normal} - Z_{set}) - \angle Z_F^{normal} < 90^\circ \quad (\text{Equação 47})$$

Onde  $Z_{set}$  é o trecho da linha a ser protegido.

#### **4.1.2 PARÂMETROS DOS RELÉS DE TERRA**

Para cada relé de terra, sua polarização de corrente é obtida pela corrente da fase associada, somada ao sinal de corrente de seqüência zero multiplicado pelo fator de compensação de seqüência zero ( $k_0$ ). Este fator compensa o efeito de desbalanço de seqüência zero presente nos sinais de tensão e corrente de fase durante o curto monofásico.

A seguir estão demonstradas as equações de tensão e corrente para os relés de terra na polarização normal:

$$V_{T_a}^{normal} = V_a \quad (\text{Equação 48})$$

$$V_{T_b}^{normal} = V_b \quad (\text{Equação 49})$$

$$V_{T_c}^{normal} = V_c \quad (\text{Equação 50})$$

As correntes vistas pelos relés de terra são calculadas utilizando o já citado fato de compensação  $k_0$ .

$$I_{T_a}^{normal} = I_a + k_0 I_0 \quad (\text{Equação 51})$$

$$I_{T_b}^{normal} = I_b + k_0 I_0 \quad (\text{Equação 52})$$

$$I_{T_c}^{normal} = I_c + k_0 I_0 \quad (\text{Equação 53})$$

Onde:

$$k_0 = \frac{Z_{L0} - Z_{L1}}{3Z_{L1}} \quad (\text{Equação 54})$$

$Z_{L0}$  – Impedância de sequência zero da linha protegida;

$Z_{L1}$  – Impedância de sequência positiva da linha protegida.

Os valores de tensão e corrente resultam no valor da impedância vista pelo relé de terra associado a uma determinada fase. Essas impedâncias estão listadas a seguir

$$Z_{T_a}^{normal} = \frac{V_{T_a}^{normal}}{I_{T_a}^{normal}} \quad (\text{Equação 55})$$

$$Z_{T_b}^{normal} = \frac{V_{T_b}^{normal}}{I_{T_b}^{normal}} \quad (\text{Equação 56})$$

$$Z_{T_c}^{normal} = \frac{V_{T_c}^{normal}}{I_{T_c}^{normal}} \quad (\text{Equação 57})$$

O princípio de operação dos relés de terra é similar ao utilizado para os relés de fase. Portanto, os sinais aplicados aos relés a, b e c serão calculados da seguinte forma:

$$S_1 = V_T^{normal} - I_T^{normal} Z_{set} \quad (\text{Equação 58})$$

$$S_2 = V_T^{normal} \quad (\text{Equação 59})$$

Dividindo as equações pela corrente vista pelo relé, serão encontrados os seguintes valores:

$$\frac{S_1}{I_T^{normal}} = \frac{V_T^{normal}}{I_T^{normal}} - Z_{set} = Z_T^{normal} - Z_{set} \quad (\text{Equação 60})$$

$$\frac{S_2}{I_T^{normal}} = \frac{V_T^{normal}}{I_T^{normal}} = Z_T^{normal} \quad (\text{Equação 61})$$

Desta forma, o relé obedecerá à seguinte condição de operação:

$$-90^\circ < \angle(Z_T^{normal} - Z_{set}) - \angle Z_T^{normal} < 90^\circ \quad (\text{Equação 62})$$

## 4.2 A APLICAÇÃO DA POLARIZAÇÃO CRUZADA

A polarização cruzada consiste em considerar não somente as tensões entre fases de duas fases, mas também a tensão de uma terceira fase. Este mecanismo permite que haja, pelo menos uma fase sã na tensão polarizada no caso para maior parte dos loops de falta.

Existem várias alternativas para a escolha de sinal de polarização de fases sãs, cada uma delas resultando numa característica distinta de operação.

#### 4.2.1 PARÂMETROS DOS RELÉS DE FASE

Na polarização cruzada as tensões vistas pelos relés de fase serão combinações de tensões de fases sãs e fases em falta, conforme pode ser observado a seguir:

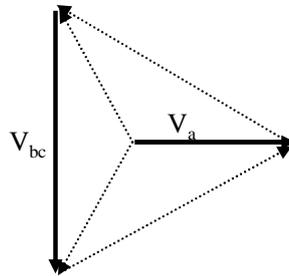
$$V_{F_{ab}}^{cruzada} = k(V_a - V_b) + (-j) \cdot \sqrt{3} \cdot (1-k) \cdot V_c \quad (\text{Equação 63})$$

$$V_{F_{bc}}^{cruzada} = k(V_b - V_c) + (-j) \cdot \sqrt{3} \cdot (1-k) \cdot V_a \quad (\text{Equação 64})$$

$$V_{F_{ca}}^{cruzada} = k(V_c - V_a) + (-j) \cdot \sqrt{3} \cdot (1-k) \cdot V_b \quad (\text{Equação 65})$$

Nesta dissertação atribuiu-se a  $k$  um valor igual a 0,85.

No diagrama fasorial a seguir é possível observar um exemplo dos fasores de tensão relacionados com a polarização cruzada do relé  $bc$  e as respectivas posições em quadratura de  $V_{bc}$  e  $V_a$ .



**Figura 17 – Diagrama fasorial das tensões de polarização do relé  $bc$**

Utilizando a polarização normal como referência, os valores de corrente são calculados da seguinte forma:

$$I_{F_{ab}}^{cruzada} = I_a - I_b \quad (\text{Equação 66})$$

$$I_{F_{bc}}^{cruzada} = I_b - I_c \quad (\text{Equação 67})$$

$$I_{F_{ca}}^{cruzada} = I_c - I_a \quad (\text{Equação 68})$$

Com base nos valores de tensão e corrente vistos pelos relés na polarização cruzada, são calculadas as seguintes impedâncias:

$$Z_{F_{ab}}^{cruzada} = \frac{V_{F_{ab}}^{cruzada}}{I_{F_{ab}}^{cruzada}} \quad (\text{Equação 69})$$

$$Z_{F_{bc}}^{cruzada} = \frac{V_{F_{bc}}^{cruzada}}{I_{F_{bc}}^{cruzada}} \quad (\text{Equação 70})$$

$$Z_{F_{ca}}^{cruzada} = \frac{V_{F_{ca}}^{cruzada}}{I_{F_{ca}}^{cruzada}} \quad (\text{Equação 71})$$

Novamente serão utilizados comparadores de fase do tipo coseno para mostrar a condição de operação dos relés de fase. Portanto, os sinais aplicados aos relés ab, bc e ca serão calculados da seguinte forma:

$$S_1 = V_F^{cruzada} - I_F^{cruzada} Z_{set} \quad (\text{Equação 72})$$

$$S_2 = V_F^{cruzada} \quad (\text{Equação 73})$$

Dividindo as equações pela corrente vista pelo relé, serão encontrados os seguintes valores:

$$\frac{S_1}{I_F^{cruzada}} = \frac{V_F^{cruzada}}{I_F^{cruzada}} - Z_{set} = Z_F^{cruzada} - Z_{set} \quad (\text{Equação 74})$$

$$\frac{S_2}{I_F^{cruzada}} = \frac{V_F^{cruzada}}{I_F^{cruzada}} = Z_F^{cruzada} \quad (\text{Equação 75})$$

Desta forma, o relé obedecerá à seguinte condição de operação:

$$-90^\circ < \angle(Z_F^{normal} - Z_{set}) - \angle Z_F^{normal} < 90^\circ \quad (\text{Equação 76})$$

#### **4.2.2 PARÂMETROS DOS RELÉS DE TERRA**

O método para o cálculo das tensões nos relés de terra para a polarização cruzada é bastante similar ao adotado nas tensões dos relés de fase, ou seja, é utilizada uma parcela das tensões nas fases sãs em conjunto com as tensões das fases em falta.

As equações que demonstram as tensões vistas pelos relés de terra estão a seguir:

$$V_{T_a}^{cruzada} = k(V_a) + \frac{j \cdot (1-k) \cdot V_{bc}}{\sqrt{3}} \quad (\text{Equação 77})$$

$$V_{T_b}^{cruzada} = k(V_b) + \frac{j \cdot (1-k) \cdot V_{ca}}{\sqrt{3}} \quad (\text{Equação 78})$$

$$V_{T_c}^{cruzada} = k(V_c) + \frac{j \cdot (1-k) \cdot V_{ab}}{\sqrt{3}} \quad (\text{Equação 79})$$

Utilizando novamente a polarização normal como referência, os valores de corrente são calculados da seguinte forma:

$$I_{T_a}^{cruzada} = I_a - I_b \quad (\text{Equação 80})$$

$$I_{T_b}^{cruzada} = I_b - I_c \quad (\text{Equação 81})$$

$$I_{T_c}^{cruzada} = I_c - I_a \quad (\text{Equação 82})$$

Dessa forma, as impedâncias vistas pelos relés de terra terão as seguintes equações:

$$Z_{T_a}^{cruzada} = \frac{V_{T_a}^{cruzada}}{I_{T_a}^{cruzada}} \quad (\text{Equação 83})$$

$$Z_{T_b}^{cruzada} = \frac{V_{T_b}^{cruzada}}{I_{T_b}^{cruzada}} \quad (\text{Equação 84})$$

$$Z_{T_c}^{cruzada} = \frac{V_{T_c}^{cruzada}}{I_{T_c}^{cruzada}} \quad (\text{Equação 85})$$

A seguir, o cálculo para a condição de operação dos relés de terra a, b e c:

$$S_1 = V_T^{cruzada} - I_T^{cruzada} Z_{set} \quad (\text{Equação 86})$$

$$S_2 = V_T^{cruzada} \quad (\text{Equação 87})$$

Dividindo as equações pela corrente vista pelo relé de terra, serão encontrados os seguintes valores:

$$\frac{S_1}{I_T^{cruzada}} = \frac{V_T^{cruzada}}{I_T^{cruzada}} - Z_{set} = Z_T^{cruzada} - Z_{set} \quad (\text{Equação 88})$$

$$\frac{S_2}{I_T^{cruzada}} = \frac{V_T^{cruzada}}{I_T^{cruzada}} = Z_T^{cruzada} \quad (\text{Equação 89})$$

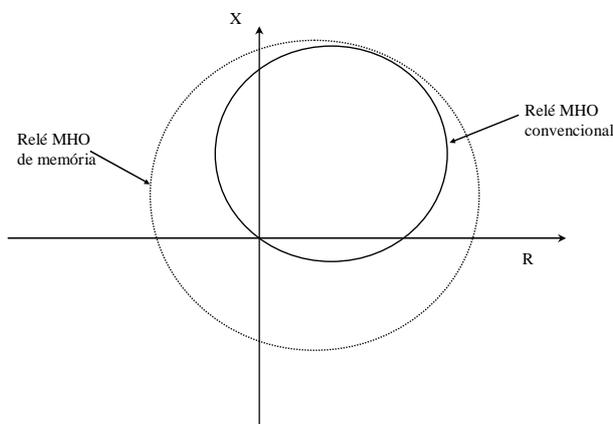
Desta forma, o relé obedecerá à seguinte condição de operação:

$$-90^\circ < \angle(Z_T^{normal} - Z_{set}) - \angle Z_T^{normal} < 90^\circ \quad (\text{Equação 90})$$

### 4.3 A POLARIZAÇÃO DE MEMÓRIA

A principal característica da polarização de memória é a manutenção da tensão pré-falta durante alguns ciclos, assegurando a operação do relé de distância. Por esse motivo, ocorre a expansão da região de operação do relé devido a leitura da impedância pré-falta. No caso do relé MHO, essa expansão será caracterizada pelo aumento do seu círculo de operação e pelo envolvimento do ponto de origem do diagrama R-X. No próximo capítulo será observado que essa expansão da região de operação se reverterá em uma grande vantagem ao relé com polarização de memória nos casos de curtos-circuitos diretos e próximos ao TC.

A figura a seguir mostra a região de operação de um relé MHO convencional e um relé MHO com polarização de memória.



**Figura 18 – Região de operação do relé MHO convencional e com polarização de memória**

Mais adiante será observado que esta expansão do relé MHO com polarização de memória no digrama R-X está relacionada ao valor da impedância equivalente da fonte de tensão antes do relé.

#### 4.3.1 PARÂMETROS DOS RELÉS DE FASE

Nesse momento já é possível constatar que não haverá mudança significativa no cálculo das tensões e correntes da polarização de memória, já que a leitura da tensão pré-falta altera apenas a sua região de operação. Portanto, as equações a seguir serão idênticas às equações já utilizadas na polarização normal de sequência positiva:

$$V_{F_{ab}}^{memória} = V_a - V_b \quad (\text{Equação 91})$$

$$V_{F_{bc}}^{memória} = V_b - V_c \quad (\text{Equação 92})$$

$$V_{F_{ca}}^{memória} = V_c - V_a \quad (\text{Equação 93})$$

$$I_{F_{ab}}^{memória} = I_a - I_b \quad (\text{Equação 94})$$

$$I_{F_{bc}}^{memória} = I_b - I_c \quad (\text{Equação 95})$$

$$I_{F_{ca}}^{memória} = I_c - I_a \quad (\text{Equação 96})$$

$$Z_{F_{ab}}^{memória} = \frac{V_{F_{ab}}^{memória}}{I_{F_{ab}}^{memória}} \quad (\text{Equação 97})$$

$$Z_{F_{bc}}^{memória} = \frac{V_{F_{bc}}^{memória}}{I_{F_{bc}}^{memória}} \quad (\text{Equação 98})$$

$$Z_{F_{ca}}^{memória} = \frac{V_{F_{ca}}^{memória}}{I_{F_{ca}}^{memória}} \quad (\text{Equação 99})$$

Novamente, foi utilizado um comparador de fase do tipo coseno associado ao relé MHO, para definição da condição de operação do relé.

Os sinais aplicados aos relés ab, bc e ca serão calculados da seguinte forma:

$$S_1 = V_F^{memória} - I_F^{memória} Z_{set} \quad (\text{Equação 100})$$

$$S_2 = V_{F_{pré-falta}}^{memória} \quad (\text{Equação 101})$$

Dividindo as equações 100 e 101 pela corrente vista pelo relé, serão encontrados os seguintes valores:

$$\frac{S_1}{I_F^{memória}} = \frac{V_F^{memória}}{I_F^{memória}} - Z_{set} = Z_F^{memória} - Z_{set} \quad (\text{Equação 102})$$

$$\frac{S_2}{I_F^{memória}} = \frac{V_{F\text{pré-falta}}^{memória}}{I_F^{memória}} = V_F^{memória} \cdot I_F^{memória} + Z_S^{memória} = Z_F^{memória} + Z_S^{memória} \quad (\text{Equação 103})$$

Onde  $Z_S$  será igual a impedância do sistema a montante do relé.

Desta forma, o relé obedecerá à seguinte condição de operação:

$$-90^\circ < \angle(Z_F^{memória} - Z_{set}) - \angle(Z_F^{memória} + Z_S^{memória}) < 90^\circ \quad (\text{Equação 104})$$

#### **4.3.2 PARÂMETROS DOS RELÉS DE TERRA**

De maneira equivalente ao demonstrado para os relés de fase, as equações desenvolvidas para a polarização de memória dos relés de terra serão idênticas às utilizadas para a polarização normal.

A seguir estão demonstradas as equações de tensão e corrente para os relés de terra na polarização de memória:

$$V_{T_a}^{memória} = V_a \quad (\text{Equação 105})$$

$$V_{T_b}^{memória} = V_b \quad (\text{Equação 106})$$

$$V_{T_c}^{memória} = V_c \quad (\text{Equação 107})$$

$$I_{T_a}^{memória} = I_a + k_0 I_0 \quad (\text{Equação 108})$$

$$I_{T_b}^{memória} = I_b + k_0 I_0 \quad (\text{Equação 109})$$

$$I_{T_c}^{memória} = I_c + k_0 I_0 \quad (\text{Equação 110})$$

$$Z_{T_a}^{memória} = \frac{V_{T_a}^{memória}}{I_{T_a}^{memória}} \quad (\text{Equação 111})$$

$$Z_{T_b}^{memória} = \frac{V_{T_b}^{memória}}{I_{T_b}^{memória}} \quad (\text{Equação 112})$$

$$Z_{T_c}^{memória} = \frac{V_{T_c}^{memória}}{I_{T_c}^{memória}} \quad (\text{Equação 113})$$

A condição de operação dos relés de terra é desenvolvida a partir da mesma metodologia utilizada para os relés de fase e que pode ser vista na equação a seguir:

$$-90^\circ < \angle(Z_T^{memória} - Z_{set}) - \angle(Z_T^{memória} + Z_S^{memória}) < 90^\circ \quad (\text{Equação 114})$$

#### **4.4 POLARIZAÇÕES ESPECÍFICAS PARA RELÉS DE TERRA**

Com base na referência [19] foi abordado neste trabalho algumas polarizações específicas para os relés de terra e adequadas a curtos-circuitos fase-terra, já que 90% dos tipos de curtos possuem essa origem.

##### **4.4.1 COM FATORES DE COMPENSAÇÃO DE SEQUÊNCIA ZERO PARA R E X**

Esta polarização é similar à polarização convencional já abordada neste capítulo, mas utiliza a aritmética dos números reais para o cálculo da impedância vista pelo relé.

Respeitando a simbologia utilizada na referência mencionada e com a finalidade de facilitar a compreensão das simulações que serão vistas no capítulo 5, o relé com este tipo de polarização será denominado de “modelo B” e sua impedância será  $Z_B$ . Dessa forma, as equações que envolvem este tipo de polarização estão a seguir:

$$\varphi = \angle V_a - \angle I_a \quad (\text{Equação 115})$$

$$K_R = \frac{R_0 - R_1}{3 \cdot R_1} \quad (\text{Equação 116})$$

$$K_X = \frac{X_0 - X_1}{3 \cdot X_1} \quad (\text{Equação 117})$$

$$R_B = \frac{|V_a| \cdot \text{sen} \varphi}{|I_a| + K_R \cdot |I_R|} \quad (\text{Equação 118})$$

$$X_B = \frac{|V_a| \cdot \text{cos} \varphi}{|I_a| + K_X \cdot |I_R|} \quad (\text{Equação 119})$$

$$Z_B = R_B + j \cdot X_B \quad (\text{Equação 120})$$

#### 4.4.2 COM AJUSTE DE ALCANCE REATIVO

Esta polarização [19] é substancialmente distinta da anterior e da polarização convencional utilizada nos relés de terra. Além disso, utiliza um artifício matemático para minimizar o efeito das condições sistêmicas sobre o valor do alcance reativo e está baseada na descrição de um relé moderno. A componente resistiva da impedância vista pelo relé tem duas componentes,  $R_G$  e o produto de  $m$  pela parte real da impedância de seqüência positiva da linha.

Para um melhor entendimento, o relé com este tipo de polarização será denominado de “modelo C” no próximo capítulo e equações da impedância vista por ele ( $Z_C$ ) estão descritas a seguir:

$$Z_C = m.Z_{L1} + R_G \quad (\text{Equação 121})$$

onde:

$$m = \frac{X_C}{X_{L1}} \quad (\text{Equação 122})$$

$$X_C = \frac{\text{Im}(V_A \cdot I_R^*)}{\text{Im}(a_L \cdot (I_A + k_0 I_R) \cdot I_R^*)} \quad (\text{Equação 123})$$

$$a_L = 1 \cdot \angle Z_{L1} \quad (\text{Equação 124})$$

$$R_G = \frac{\text{Im}(V_A \cdot D^*)}{\text{Im}\left(\frac{3}{2} \cdot (I_{A2} + I_{A0}) \cdot D^*\right)} \quad (\text{Equação 125})$$

$$D = (I_A + k_0 \cdot I_R) \cdot a_L \quad (\text{Equação 126})$$

#### 4.4.3 COM ALCANCE DADO PELA MALHA DE CURTO FASE-TERRA

Esta polarização [19] é substancialmente distinta das anteriores e seu alcance não é definido em função da impedância de seqüência positiva da linha, mas em função da impedância da malha frente a faltas para terra.

A impedância vista por este modelo de relé vale:

$$Z_D = \frac{V_A}{I_A} \quad (\text{Equação 127})$$

O relé é ajustado em função da impedância total da linha para a malha de falta fase-terra, conforme equação a seguir:

$$Z_{LG} = \frac{2Z_{L1} + Z_{L0}}{3} \quad (\text{Equação 128})$$

O algoritmo é baseado na hipótese de igualdade das componentes de seqüência das correntes vistas pelo relé e só é válida rigorosamente para falta sólida, com o terminal remoto aberto.

## 5

### SIMULAÇÕES PARA ANÁLISE DE DESEMPENHO DO SISTEMA DE PROTEÇÃO

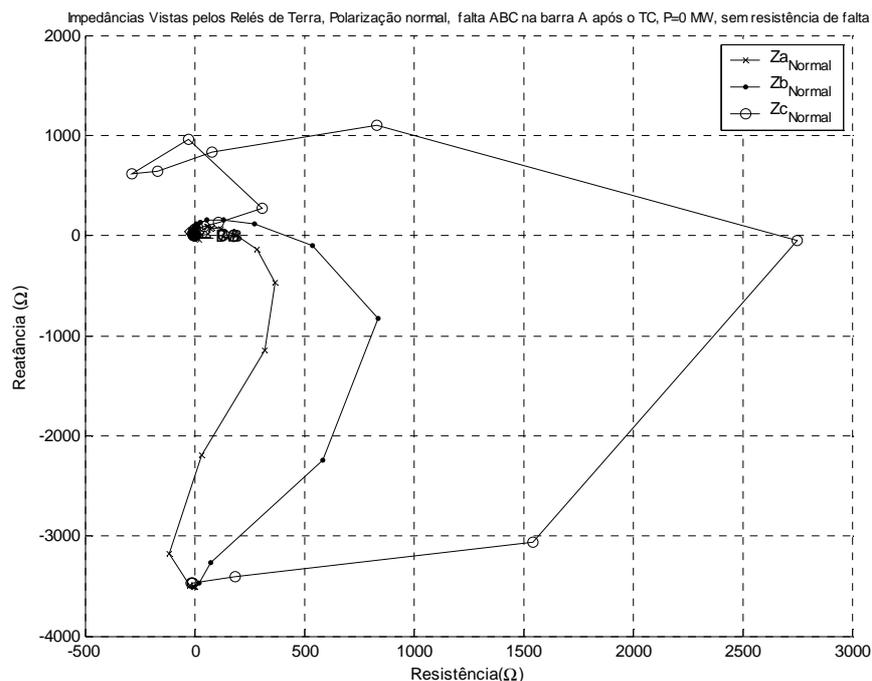
No capítulo 4, as formas de polarização usuais aplicadas a relés de distância foram apresentadas, sendo geralmente válidas tanto para relés de fase quanto para relés de terra. Algumas polarizações específicas para relés de terra também aparecem descritas naquele capítulo. Neste capítulo 5 são apresentados e discutidos os resultados das simulações do desempenho dos relés de distância, de forma a confirmar suas características quando as polarizações referidas no capítulo anterior são incorporadas ao sistema de proteção. O objetivo é, além da apresentação dos resultados obtidos, analisar vantagens e desvantagens das polarizações disponíveis.

#### 5.1 DESEMPENHO DA PROTEÇÃO COM POLARIZAÇÃO DE SEQUÊNCIA POSITIVA

Para caracterizar o desempenho da polarização normalmente aplicada aos relés de proteção e que utiliza as tensões fase - fase e a diferença entre as correntes de fase como sinais de polarização dos canais de tensão, e as tensões fase-terra e as correntes de fase para polarização dos relés de neutro, alguns resultados de simulação com o programa MATLAB são agora apresentados. Desde que o objetivo dos relés de distância com os sinais de polarização acima referidos é o de definir como resposta a impedância de sequência positiva do trecho de linha em falta, os sinais de polarização de corrente para os relés de terra ainda consideram, como visto no capítulo 4, a informação do sinal de corrente de sequência zero. Desta forma, para cada relé de terra, sua polarização de corrente é obtida pela corrente da fase associada, somada com o sinal de corrente de sequência zero multiplicado pelo fator de compensação de sequência zero. Este fator já foi definido no capítulo 4 e possibilita compensar o efeito de desbalanço de sequência zero presente nos sinais de tensão e corrente de fase durante o curto monofásico. É oportuno considerar que o que se deseja de cada um dos relés de terra é justamente a informação da impedância de sequência positiva do loop de falta, essencialmente definida pela impedância da linha de transmissão desde o ponto de localização da proteção até o ponto de falta.

A Figura 19 apresenta a trajetória das impedâncias vistas pelos relés de terra no seguimento a um curto trifásico aplicado ao barramento A do sistema indicado no

apêndice A. A proteção de distância está localizada neste barramento, com seus sinais de polarização de corrente e de tensão derivados de transformadores de corrente e de potencial com características também descritas no apêndice acima referido. A extensão de linha protegida corresponde ao trecho AB, depois do qual estão localizados, no barramento B, bancos de capacitores correspondentes ao grau de compensação de 40% associado ao trecho AB, de comprimento 250 km, e mais 40% de compensação para o trecho BC, também de comprimento 250 km.

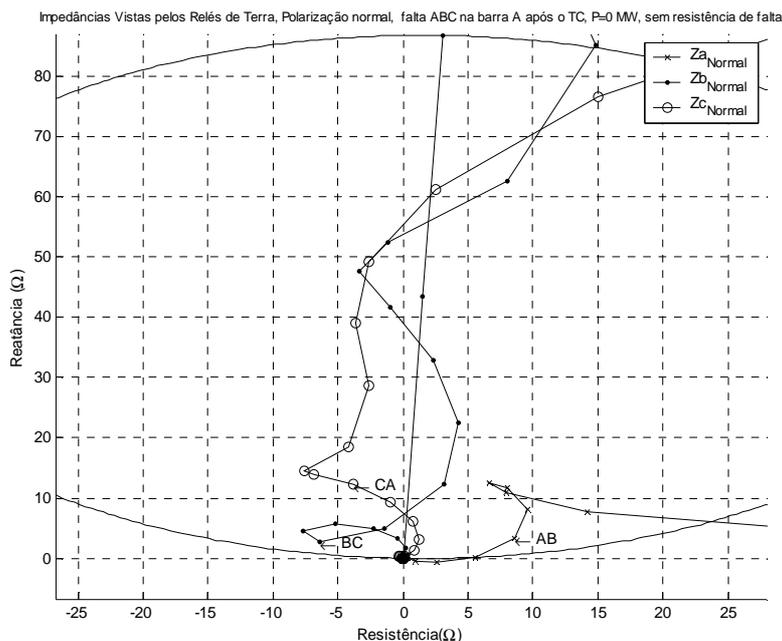


**Figura 19 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto trifásico na barra A – potência zero – curto trifásico direto ABC na barra A**

O caso analisado diz respeito à operação pré-falta com transmissão de potência nula. Podemos ver que as três trajetórias da impedância vista por cada relé de terra saem de ponto com impedância de carga equivalente praticamente capacitiva e bastante elevada (cerca de 3500 ohms/fase) e que corresponde à injeção da potência reativa disponível no sistema de transmissão e circulando, no ponto A, na direção de B para A.

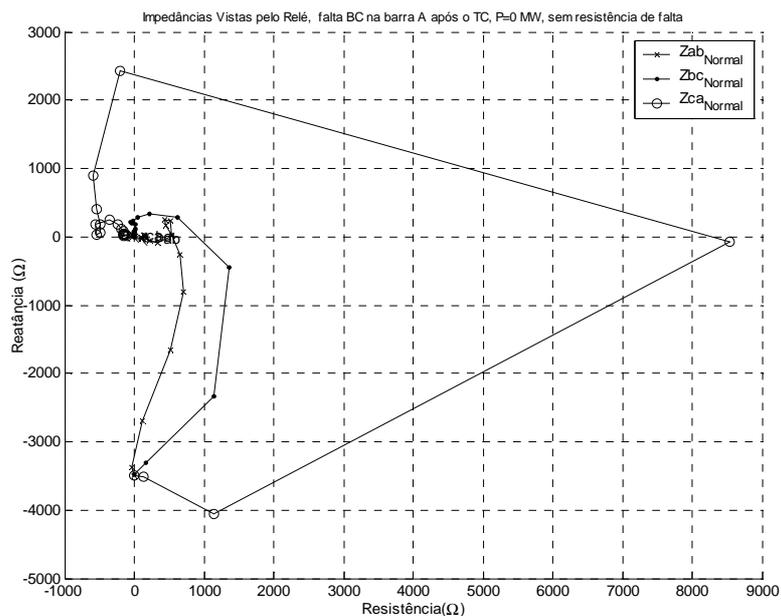
As três trajetórias convergem para a origem do plano R – X característico de impedância nula, para curto na barra A, logo após o ponto de localização dos transformadores de corrente (curto direto).

A Figura 20 apresenta as mesmas trajetórias referidas na Figura 19, mas em escala expandida, de forma que pode-se notar que todas as impedâncias tendem para a origem, o que é característico de curto trifásico. As curvas de impedância vista pelos relés de fase não são apresentadas, mas também convergem para a origem, uma indicação de que qualquer dos relés referidos pode comandar a abertura do disjuntor associado.

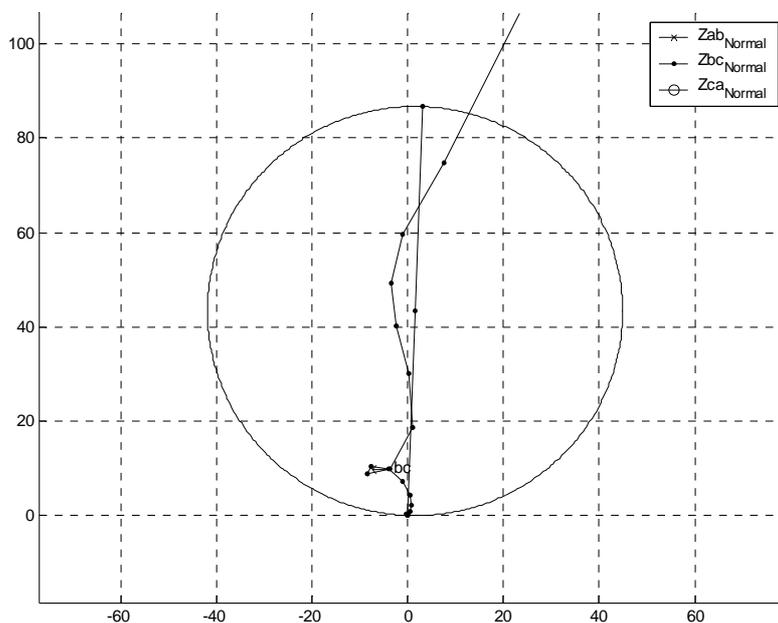


**Figura 20 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto trifásico na barra A – potência zero – curto trifásico direto ABC na barra A – círculo MHO indicado com alcance 100%**

A Figura 21 apresenta as trajetórias de impedância vista por cada um dos relés de fase também para a mesma condição pré-falta de potência zero, considerando a aplicação de curto fase-fase BC na barra A, também logo após o ponto de localização dos transformadores de corrente (curto direto). A Figura 22 apresenta as mesmas trajetórias referidas na Figura 21, apenas com as escalas de resistência e reatância expandidas.



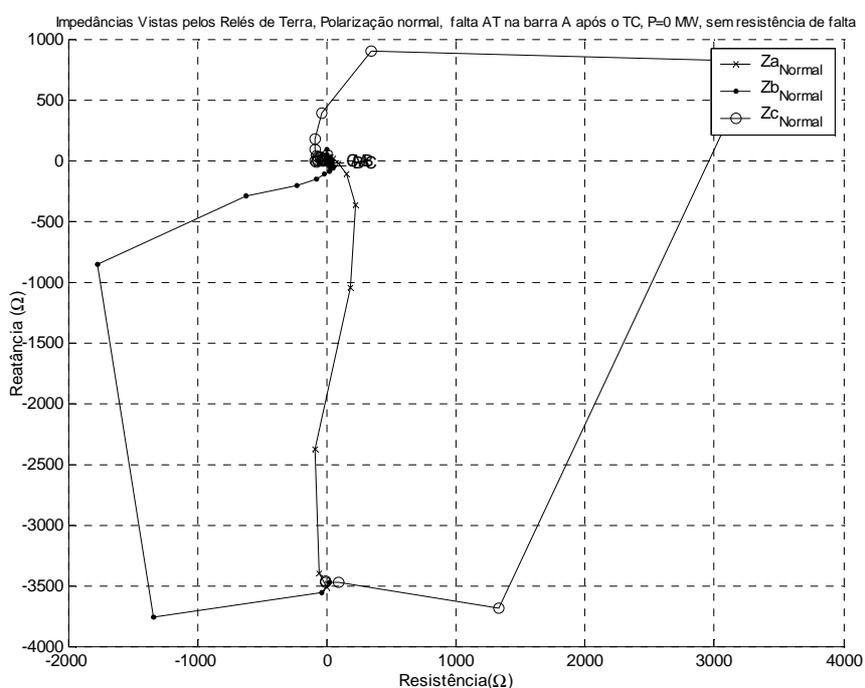
**Figura 21 – Trajetórias das impedâncias dos três relés de fase durante curto-circuito fase-fase na barra A – potência zero – curto fase-fase BC direto na barra A**



**Figura 22 – Trajetórias das impedâncias dos três relés de fase durante curto-circuito fase-fase na barra A – potência zero – curto fase-fase BC direto na barra A – círculo MHO indicado com alcance 100%**

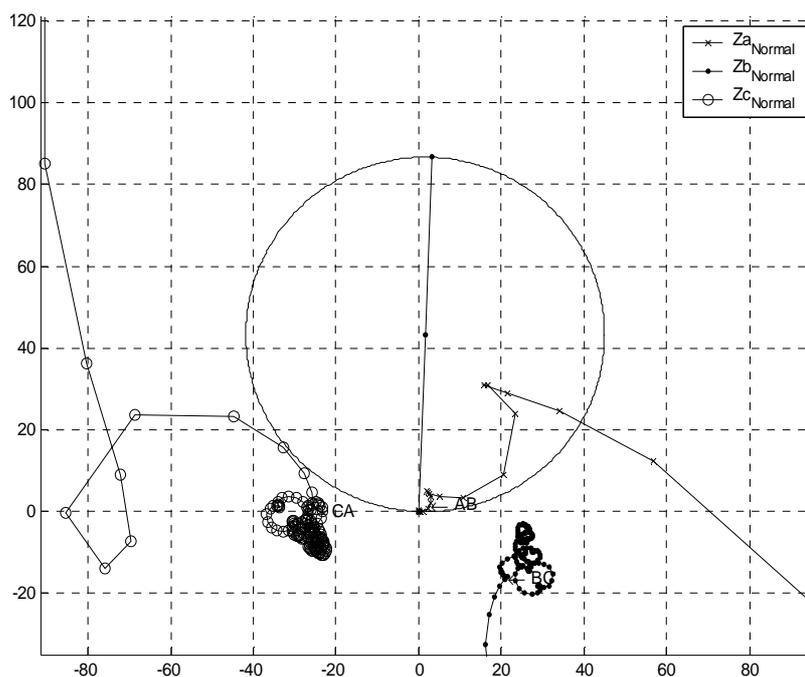
Pode-se notar agora que apenas o relé de fase BC tende a operar para o curto fase-fase BC. As trajetórias das impedâncias vistas pelos outros dois relés de fase nem aparecem na Figura, simplesmente porque convergem para ponto relativamente distante do círculo MHO representativo da condição de operação dos dois relés CA e AB.

A Figura 23 apresenta as trajetórias de impedância vista por cada um dos relés de terra também para a mesma condição pré-falta de potência zero, considerando a aplicação de curto fase-terra AT na barra A, também logo após o ponto de localização dos transformadores de corrente (curto direto). A Figura 24 apresenta as mesmas trajetórias referidas na Figura 23, apenas com as escalas de resistência e reatância expandidas.



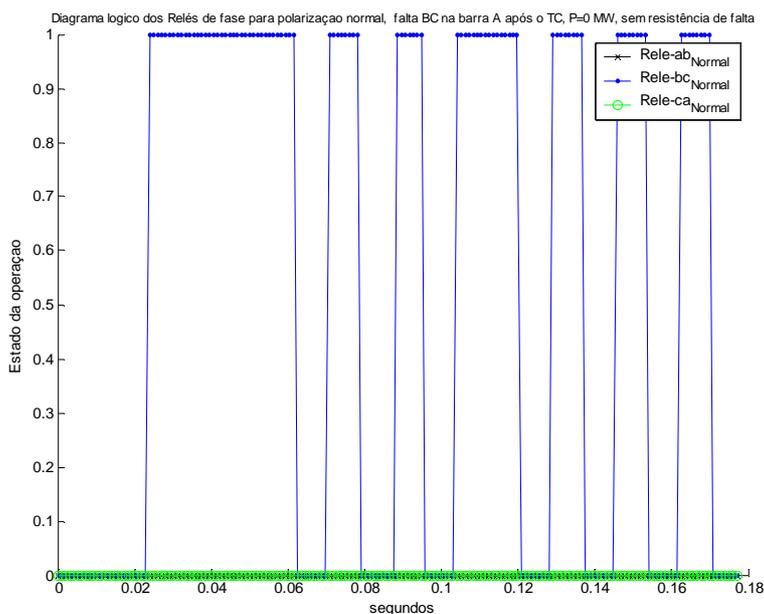
**Figura 23 – Trajetórias das impedâncias dos três relés de terra durante curto-circuito fase-terra na barra A – potência zero – curto fase-terra AT na barra A**

Vemos agora que apenas o relé de terra AT tende a operar para o curto fase-terra AT. As trajetórias das impedâncias vistas pelos outros dois relés de fase BT também não chegam efetivamente ao interior do círculo MHO.



**Figura 24 – Trajetórias das impedâncias dos três reles de terra durante curto-circuito fase-terra na barra A – potência zero – curto fase-terra direto AT na barra A – círculo MHO indicado com alcance 100%**

Uma das dificuldades para o bom desempenho do sistema de proteção de distância com polarização normal de seqüência positiva é sua operação frente a curtos muito próximos ao barramento onde a proteção está localizada, sejam curtos diretos ou na direção inversa. A Figura 25, a seguir, registra esta dificuldade. Ela mostra o diagrama lógico de operação, obtido para falta fase-fase BC direta, pelo relé BC, pela comparação de fases de seus sinais de polarização. O diagrama lógico indica operação e não operação, ou seja, não mostra certeza nem na operação (como deveria fazer neste caso), nem certeza na não operação, como deveria ocorrer em caso de curtos reversos. A ausência de linha (em branco) indica não operação, enquanto a linha cheia indica operação. O comportamento revelado, ao invés de indicar operação o tempo todo de falta, após a trajetória de falta entrar na região de operação no interior do círculo MHO, confirma, na verdade, o efeito dos erros numéricos positivos e negativos que acontecem com a transdução do sinal de tensão do barramento no qual a proteção retira seu sinal de polarização, quando esta tensão se anula ou é muito pequena.



**Figura 25 – Diagrama lógico de operação/não operação do elemento fase-fase BC de distância para curto fase-fase BC no barramento A, logo após a localização dos transformadores de corrente (curto direto) – potência de transferência zero.**

Além desta dificuldade para os relés de distância dotados de polarização normal de seqüência positiva para operação frente a curtos muito próximos à localização da proteção, outra dificuldade diz respeito à garantia de operação correta frente a curtos ocorrendo após os capacitores série da compensação das linhas de transmissão de AT e EAT, ou seja, frente a curtos que incluam também estes capacitores na malha de falta.

O chamado fator de compensação de seqüência zero é definido para a situação de curto monofásico incorporando apenas trecho da linha de transmissão protegida e deveria ser nulo para traduzir o efeito da compensação série. Assim, quando o capacitor estiver presente no loop de falta, o fator efetivo deverá ser um valor intermediário entre zero e o fator de compensação associado à linha. O fator efetivo não pode ser fixado previamente para tratamento de curtos monofásicos em linhas compensadas, já que, a priori, não se sabe que extensão de linha estará envolvida em uma determinada falta fase-terra. Ainda como fator complicador, pode-se mencionar a própria possibilidade de curtos com resistência de arco.

A literatura se refere às seguintes vantagens e desvantagens associadas à aplicação da polarização normal de sequência positiva:

<b>POLARIZAÇÃO NORMAL</b>
---------------------------

VANTAGENS	DESVANTAGENS
Tolerância às oscilações de potência	Tensão de polarização reduzida
Polarização válida para todas as malhas fase-fase e fase-terra	Imprecisão quando capacitores estão na malha de falta
Polarização válida durante condições de abertura monopolar	

## **5.2 APLICAÇÃO DA POLARIZAÇÃO CRUZADA PARACURTOS PRÓXIMOS À PROTEÇÃO**

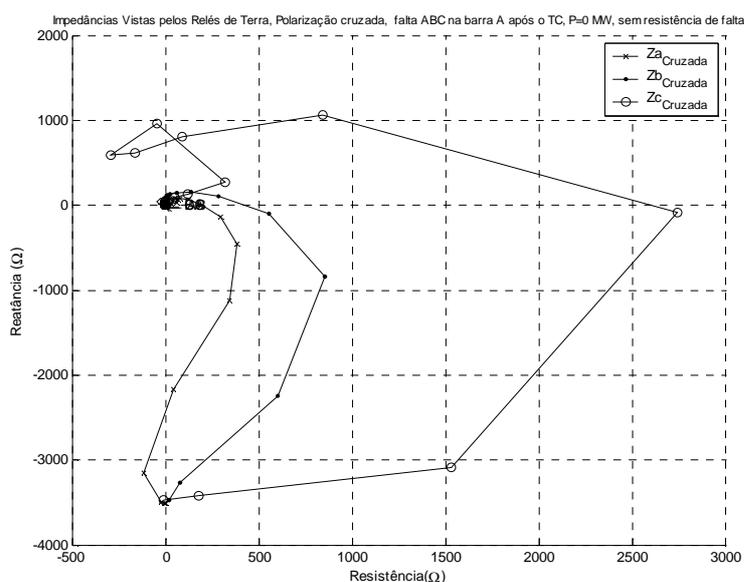
Como discutido no item 5.1, para curtos muito próximos aos terminais do transformador de potencial alimentador do sistema de proteção, a impedância da malha de falta pode se tornar tão pequena que uma decisão cem por cento precisa sobre a direcionalidade da falta pode não ser possível. A posição de falta até onde esta certeza de operação é praticamente impossível é chamada de zona morta da proteção. O ponto de falta associado ao diagrama lógico apresentado no item anterior pode ser considerado como pertencente a esta zona morta. Uma solução adotada para esta questão pode ser a utilização da chamada polarização cruzada, e que consiste na inclusão de uma parcela adicional à tensão do loop de falta proporcional à tensão das fases não envolvidas com o defeito, ou seja, com as fases não associadas a determinado relé, de fase ou de terra. Por exemplo, o relé de terra da fase A, concebido para operar durante os curtos fase A – terra, pode receber uma parcela de polarização proporcional à tensão fase-fase  $V_{BC}$ . Por exemplo, para o relé de terra da fase A, consideramos:

$$\dot{V}_{POLA} = k \dot{V}_A + (1-k) jV_{BC}/\sqrt{3} \quad (\text{Equação 129})$$

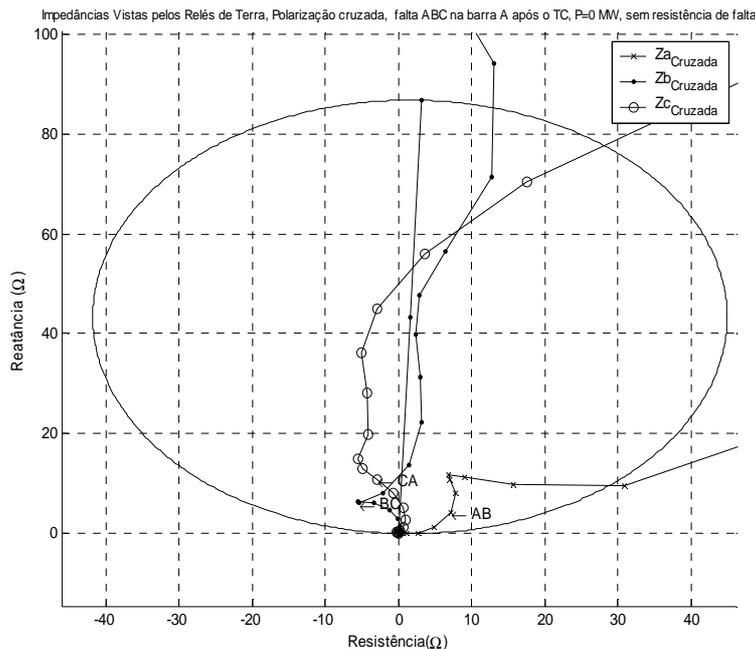
Considerando que o relé convencional de fase, sem polarização cruzada, terá dificuldades de operação quando a tensão da fase A se anular, então restará agora, com

a polarizada cruzada, uma tensão de polarização proporcional à tensão entre as fases sãs B e C para definir a direcionalidade deste relé. No presente trabalho, o fator  $k$  utilizado nas simulações foi feito igual a 0,85, o que significa uma contribuição de, aproximadamente 15% de tensão das fases sãs, visando a correta discriminação da direcionalidade da proteção.

As Figuras 26 e 27 apresentam as trajetórias das impedâncias vistas pelos relés de terra AT, BT e CT, no seguimento a um curto trifásico aplicado ao barramento A do sistema elétrico. A partir da inspeção destas duas Figuras, podemos concluir que, apesar da polarização cruzada alimentada pela tensão entre as fases sãs (fases B e C no caso do relé de terra AT da fase A), o ponto de convergência da trajetória de falta é a origem do plano R – X, indicando, portanto, ainda, dificuldades para que a ação de proteção se realize com total certeza. Isto ocorreu, na situação apresentada, em razão da natureza do defeito, trifásico sólido, que anulou também as tensões das outras fases, ou seja, não há fases sãs em um curto trifásico.



**Figura 26 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto trifásico na barra A – potência zero – curto trifásico direto ABC na barra A – Polarização cruzada**



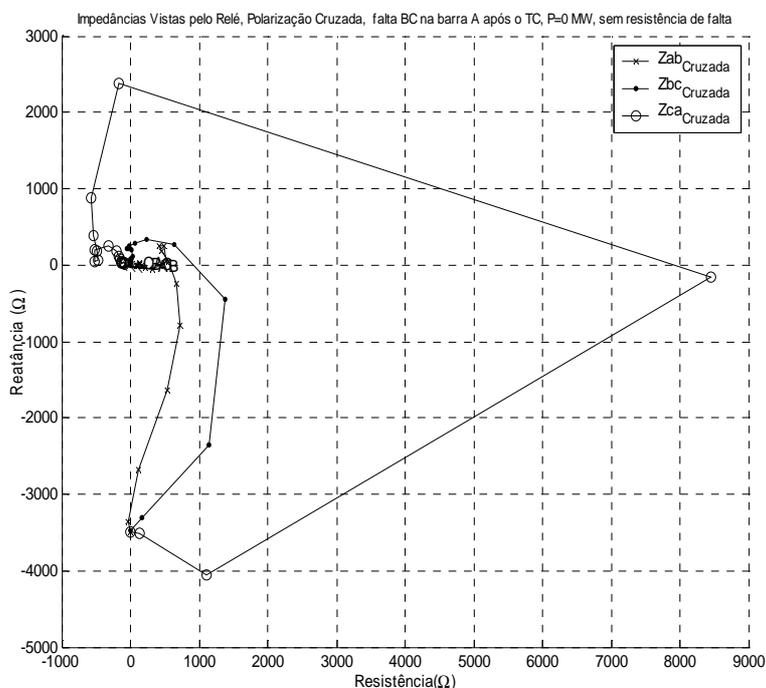
**Figura 27 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto trifásico na barra A – potência zero – curto trifásico direto ABC na barra A – Polarização cruzada – Círculo MHO de alcance 100%**

As Figuras 28 e 29 agora apresentam as trajetórias das impedâncias vistas pelos relés de fases AB, BC e CA, no seguimento a um curto fase-fase direto BC, aplicado ao barramento A do sistema elétrico. A partir da inspeção das duas figuras referidas, podemos concluir que, agora, com a polarização cruzada alimentada pela tensão entre as fases sãs (fase A no caso do relé de fase BC), o ponto de convergência da trajetória de falta, como visto pelo relé, não é a origem do plano R – X, como no caso descrito anteriormente. Isto indica, portanto, que o relé operará de forma efetiva para os defeitos próximos ao barramento A, e agora sem zona morta.

Podemos verificar, ainda, observando a Figura 29, que os outros relés de fase CA e AB não mostram qualquer tendência de operação, já que suas trajetórias de falta se mantiveram bem afastadas do círculo MHO de alcance 100%. Assim, a adoção da polarização cruzada, além de resolver apropriadamente o problema da zona morta, também preservou a ação correta (não operação) dos outros dois relés de fase.

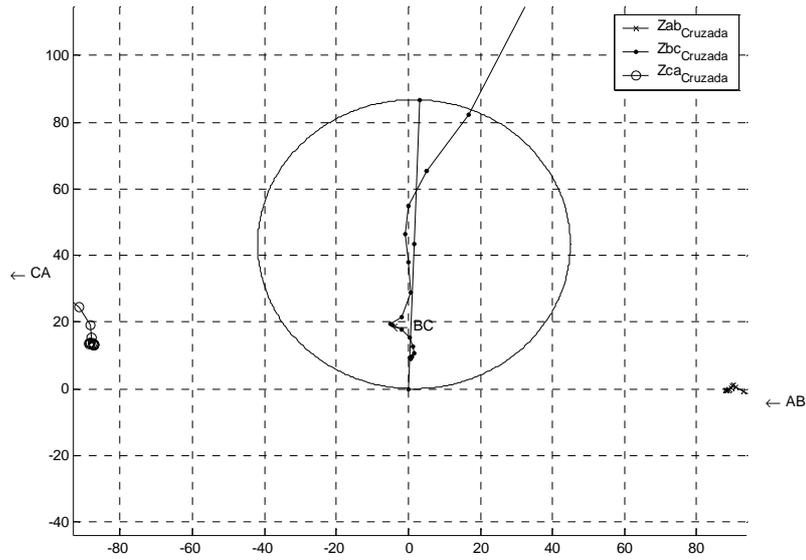
A impedância para a qual converge a trajetória de falta no caso acima apresenta valor da ordem de 10% da impedância da linha AB (ver apêndice A). É oportuno indicar que este valor, apesar de não indicar o posicionamento da falta BC, garante a

operacionalidade do relé de fase associado (relé BC). Algumas simulações realizadas e não apresentadas neste relatório mostram que se o defeito ocorresse ao final da linha, um possível sobrealcance poderia ser notado. Entretanto, ele seria inferior aos 10% de impedância agora mencionados, já que neste caso, a tensão de polarização não se anularia, face ao curto bem mais distante do ponto de localização da proteção.

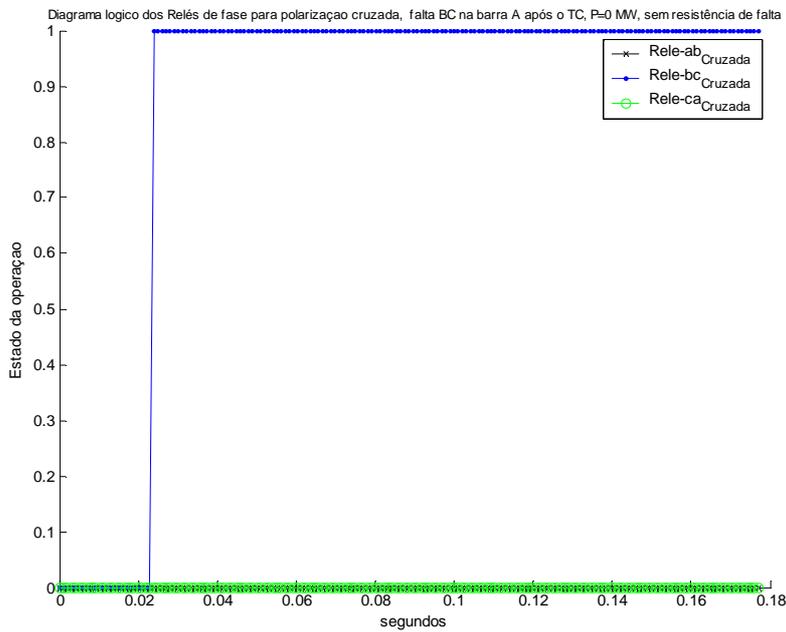


**Figura 28 – Trajetória das impedâncias dos três relés de fase durante curto fase-fase na barra A – potência zero – curto fase-fase direto BC na barra A – Polarização cruzada**

A Figura 30 mais a frente, mostra o diagrama lógico de operação dos três relés de fase AB, BC e CA cujas trajetórias de falta estão indicadas na Figura anterior. A Figura 30 mostra que os relés das fases BC e CA mantém saída lógica zero todo o tempo, enquanto o relé BC, associado com o curto-circuito fase-fase em questão, passa a exibir saída lógica 1, um pouco depois da ocorrência da falta referida (aproximadamente 1/2 ciclo após a falta).

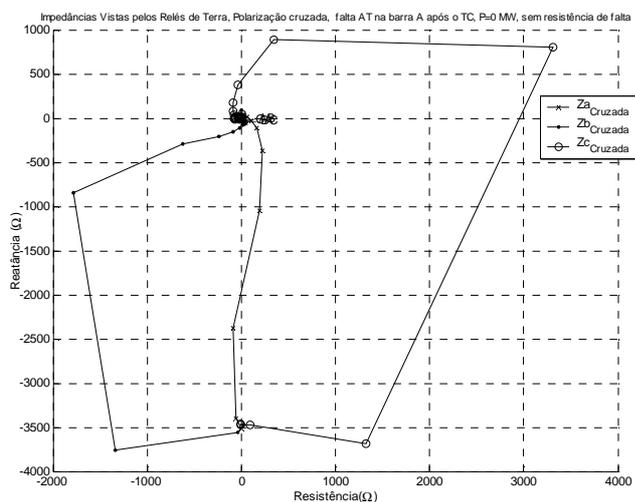


**Figura 29 – Trajetória das impedâncias dos três relés de fase durante curto fase-fase na barra A – potência zero – curto fase-fase direto BC na barra A – Polarização cruzada – Circulo MHO de alcance 100%**

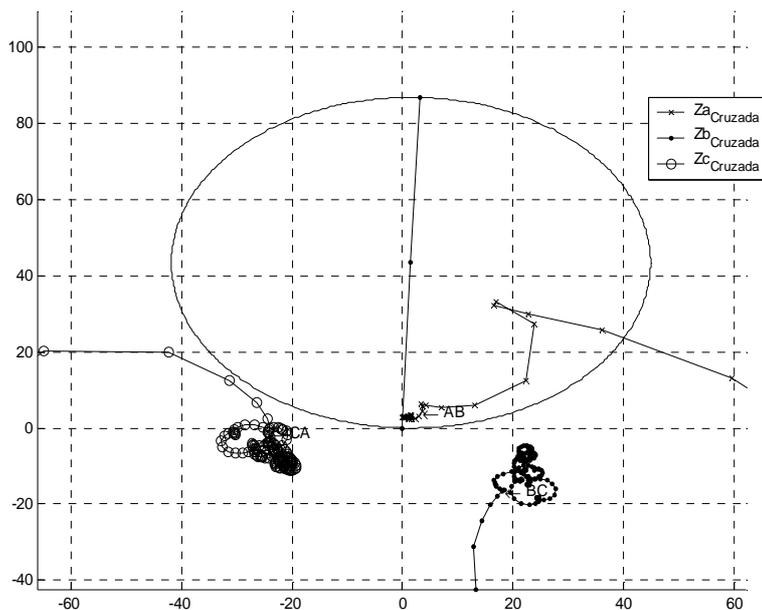


**Figura 30 – Diagrama lógico de operação/não operação do elemento fase-fase BC de distância para curto fase-fase BC no barramento A, logo após a localização dos transformadores de corrente (curto direto) – potência de transferência zero.**

As Figuras 31 e 32 apresentam as trajetórias das impedâncias vistas pelos relés de terra AT, BT e CT, no seguimento a um curto fase-terra direto AT, aplicado ao barramento A do sistema elétrico. A partir da inspeção das duas figuras referidas, podemos concluir que, desta vez, com a polarização cruzada alimentada pela tensão entre as fases sãs (fases B e C no caso do relé de terra A), o ponto de convergência da trajetória de falta, como visto pelo relé não é a origem do plano R – X, como também não foi no caso anterior, quando consideramos o curto fase-fase BC e também a polarização cruzada associada. Agora estamos considerando o curto fase-terra AT e a polarização cruzada deverá ser efetivada com auxílio da tensão fase-fase BC, de forma similar à definida pela expressão anterior (Equação 129). Isto indica, portanto, que, agora, o relé de terra operará de forma efetiva para os defeitos próximos ao barramento A, e, também, sem zona morta, como ocorreria no caso da polarização normal de seqüência positiva. Podemos verificar, ainda, observando a Figura 32, que os outros relés de terra BT e CT não operam para o caso simulado, já que suas trajetórias de falta se apresentam no exterior do círculo MHO de alcance 100%. Assim, a adoção da polarização cruzada, resolve, também, o problema da zona morta para os curtos fase-terra. Alguma tensão de polarização é obtida também neste caso, como pode ser verificado pelo ponto final de convergência da impedância de falta, como vista pelo relé de terra AT, possibilitando, portanto, a correta discriminação do ponto de falta.

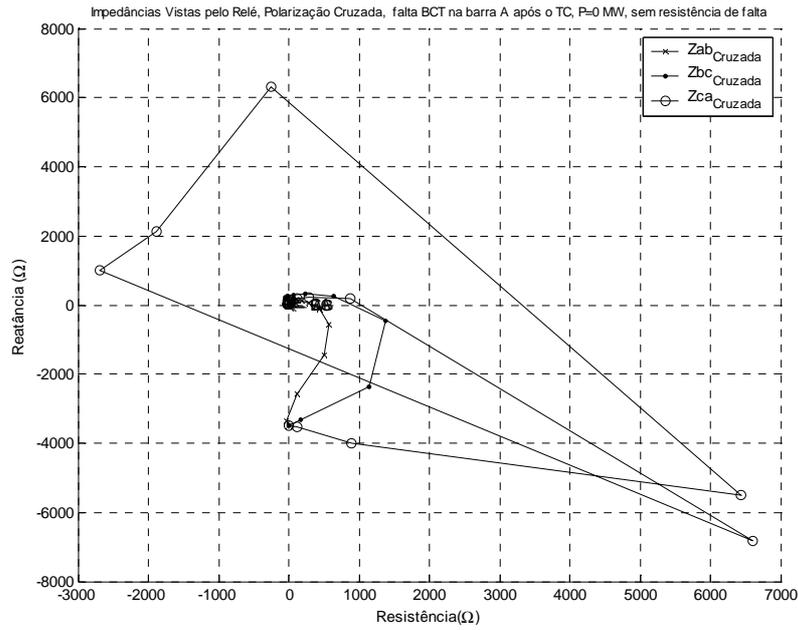


**Figura 31 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto fase-terra na barra A – potência zero – curto fase-terra direto AT na barra A – Polarização cruzada**

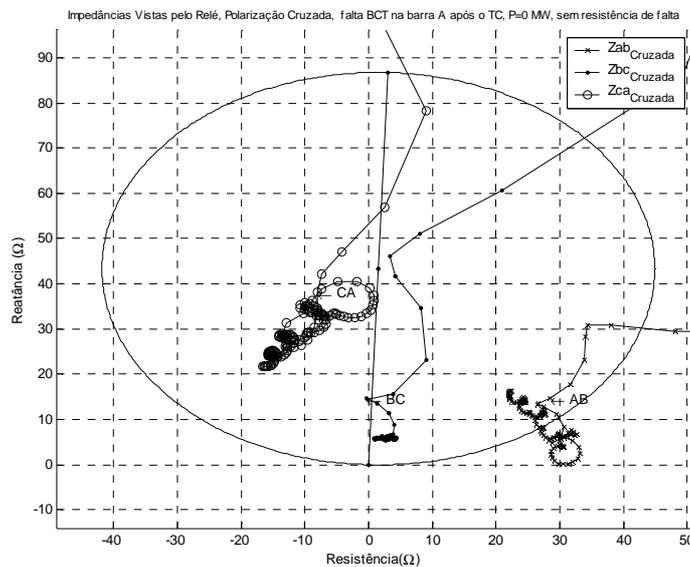


**Figura 32 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto fase-terra na barra A – potência zero – curto fase-terra direto AT na barra A – Polarização cruzada – Circulo MHO de alcance 100%**

As Figura 33 e 34 apresentam as trajetórias das impedâncias vistas pelos relés de fase AB, BC e CA, no seguimento a um curto fase-fase-terra direto BCT, aplicado também ao barramento A do sistema elétrico. A partir da inspeção destas figuras, podemos concluir que, com a polarização cruzada alimentada pela tensão da fase sã (fases A no caso do relé de fase BC), o ponto de convergência da trajetória de falta, como visto pelo relé BC novamente não será a origem do plano R – X, quando consideramos o curto fase-fase-terra BCT na hipótese da aplicação da polarização cruzada associada. Portanto, concluímos que o relé de fase BC operará de forma efetiva para os defeitos próximos ao barramento A, e, também, sem zona morta, como ocorreu no caso anterior para o curto fase-terra e relé de terra e, como não ocorreu para os curtos apresentados em conjunto com a polarização normal de seqüência positiva. Quanto aos outros relés de fase, CA e AB, verificamos que também há agora uma tendência efetiva para operação destas outras unidades de fase. As três trajetórias entram no interior do círculo MHO de alcance 100% bem cedo e lá se mantêm, apenas com a unidade AB saindo do círculo e voltando para o interior dele.



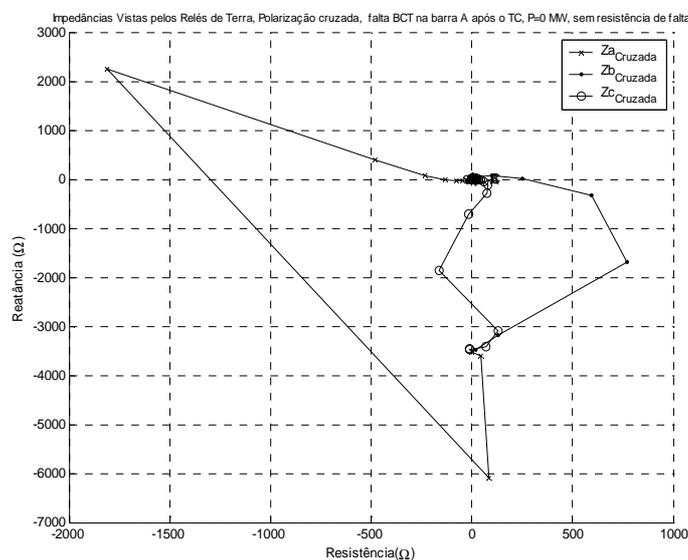
**Figura 33 – Trajetória das impedâncias dos três relés de fase durante curto fase-fase-terra – potência zero – curto fase-fase-terra direto BCT na barra A – Polarização cruzada**



**Figura 34 – Trajetória das impedâncias dos três relés de fase durante curto fase-fase-terra na barra A – potência zero – curto fase-fase-terra direto BCT na barra A – Polarização cruzada – Circulo MHO de alcance 100%**

Quanto aos relés de terra, a Figura 35 mostra as trajetórias de impedância dos relés de terra com escala ampla o bastante para visualização de todas elas desde a condição pré-falta e a Figura 36, com aproximação suficiente para verificação do final

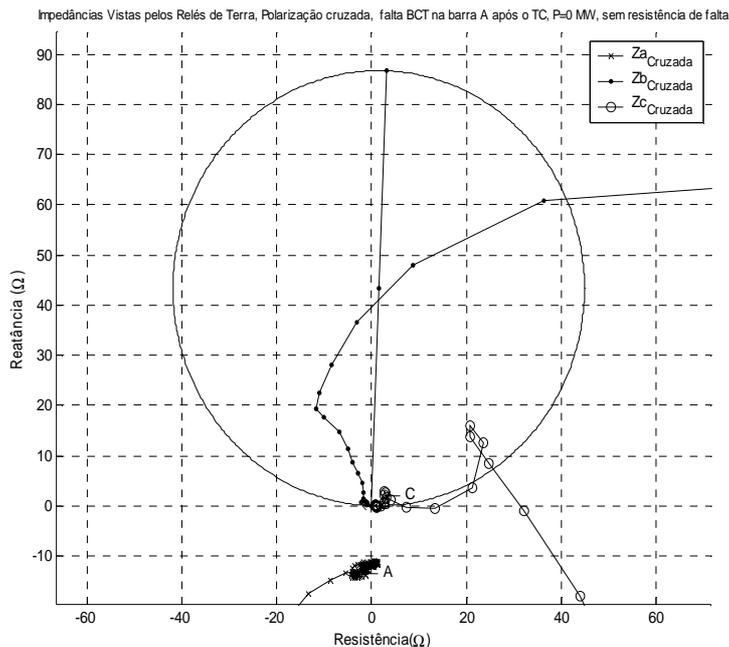
das trajetórias e possível verificação de sua operação. Observamos, na Figura 36, que há uma franca tendência de operação também dos relés de terra BT e CT associados às fases envolvidas com o curto fase-fase-terra BCT. O relé de terra AT, por sua vez, não demonstra tendência de operação, como também indicado na Figura 36.



**Figura 35 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto fase-fase-terra na barra A – potência zero – curto fase-fase-terra direto BCT na barra A – Polarização cruzada**

Uma das dificuldades que ainda persistem para a polarização cruzada diz respeito à garantia de operação quando considerados os curtos trifásicos. Neste caso, todas as tensões de polarização utilizando as tensões das fases sãs se anulam, portanto anulando a garantia de direcionalidade discutida anteriormente. Uma das possibilidades seria a utilização de grandeza proporcional às correntes de falta para composição com a tensão do loop de falta ao invés da utilização das tensões das fases sãs.

Uma outra alternativa para garantia de polarização adequada para enfrentamento dos curtos na zona morta, e de utilização freqüente na prática, é discutida no próximo item.



**Figura 36 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto fase-fase-terra na barra A – potência zero – curto fase-fase-terra direto BCT na barra A – Polarização cruzada – Circulo MHO de alcance 100%**

A literatura aponta as vantagens e desvantagens indicadas na tabela abaixo associadas à aplicação da polarização cruzada. Três delas podem ser verificadas a partir dos resultados apresentados na presente dissertação.

POLARIZAÇÃO CRUZADA
---------------------

VANTAGENS	DESvantagens
Válida para tensão nula da malha de falta	Válida somente para curtos monofásicos e bifásicos
Válida mesmo quando ocorrem desvios de frequência	Inválida durante condição de abertura monopolar
	Não pode ser usada durante oscilações de potência

A validade da polarização cruzada para tensão nula da malha de falta já foi discutida neste item. Quanto à validade com respeito aos possíveis desvios de frequência, isto também pode ser facilmente entendido, já que ambas as tensões, a

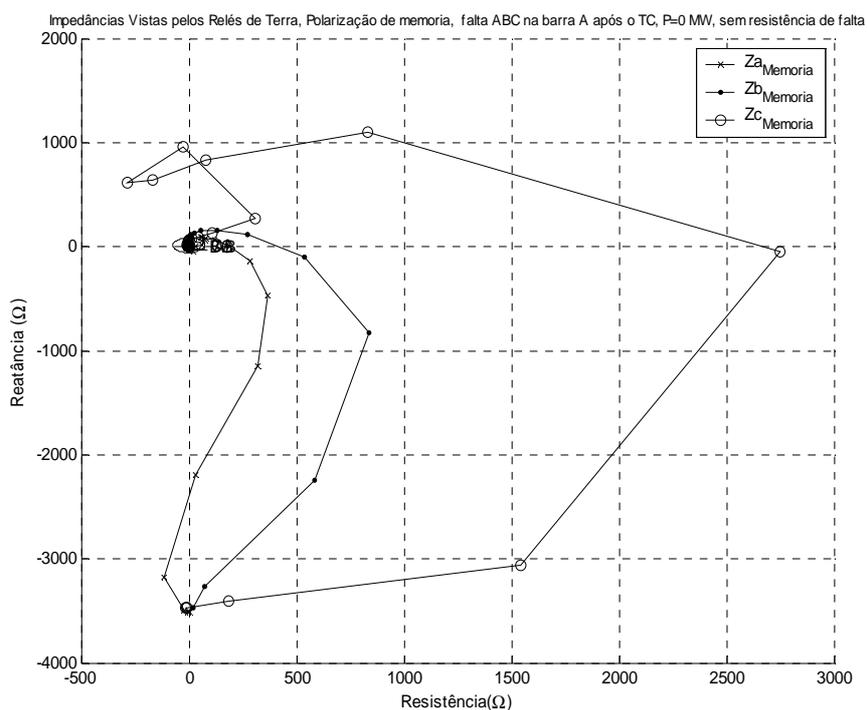
tensão normal do loop de falta e a tensão de polarização advinda das fases sãs possuem a mesma frequência e, portanto, não sofrerão qualquer deslocamento angular sustentado. Ainda com respeito às oscilações de potência, a dificuldade da polarização cruzada com este tipo de ocorrência resulta da impossibilidade de se manter o defasamento inicial pré-falta entre as tensões, o que poderá resultar em operação indevida ou em não operação indevida durante as faltas. Quanto à dificuldade de atuação da proteção com polarizada cruzada durante o período de abertura monopolar, isto também ocorre em função do deslocamento angular súbito sofrido pela tensão da fase aberta no instante de ocorrência da abertura.

### **5.3 EFEITOS ASSOCIADOS À UTILIZAÇÃO DA POLARIZAÇÃO DE MEMÓRIA**

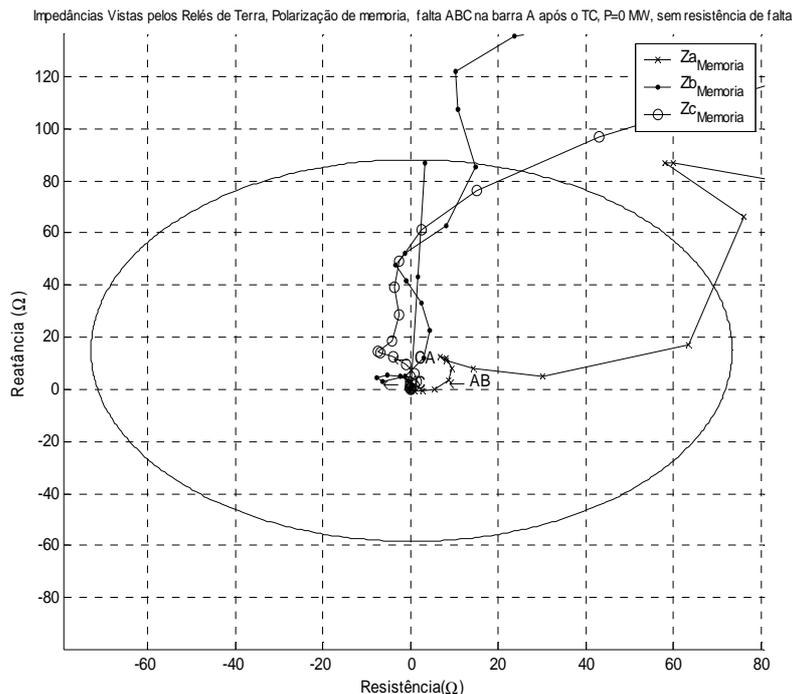
A polarização de memória também permite resolver o problema de tensão de polarização insuficiente para a correta operação da proteção de distância em caso de curtos muito próximos aos terminais do transformador de potencial alimentador do sistema de proteção. Isto também acontece se o curto é trifásico, já que, diferentemente da polarização cruzada que utiliza a tensão de fase sã, a polarização de memória pode recorrer ao ciclo de tensão pré-falta imediatamente antes da falta, quando considerados relés digitais, ou utilizada a saída de circuito ressonante em frequência, com frequência o mais próximo possível da frequência síncrona, para aplicação a relés estáticos ou eletromecânicos.

As Figuras apresentadas a seguir são relativas aos casos de simulação em que a polarização de memória é considerada. As Figuras 37 e 38 apresentam as trajetórias das impedâncias vistas pelos relés de terra AT, BT e CT, no seguimento a um curto trifásico aplicado ao barramento A do sistema elétrico. A partir da inspeção destas duas Figuras, podemos concluir que, agora, em razão da utilização da polarização de memória pré-falta, o ponto final de convergência da trajetória de falta indicado pela origem do plano R – X está efetivamente envolvido pelo círculo MHO de operação dos relés de terra associados. O traçado deste círculo MHO é relativamente complexo, considerando os efeitos do sistema além do barramento B e da fonte no sistema receptor. Neste item do trabalho, este círculo é indicado apenas para visualização (ver Figura 38), como definido por cálculos mais simples, considerando o sistema radial incluindo apenas a representação da linha AB e as impedâncias da fonte de tensão e do transformador a montante do barramento A.

A Figura 37 indica as trajetórias de impedância vistas pelos relés em escala expandida, enquanto que a Figura 38 apresenta escalas mais apropriadas para apresentação deste círculo MHO acima referido. O círculo MHO incorporando o efeito da polarização cruzada apresenta envolvimento de maior área, já que seu diâmetro é estendido, e aquém da origem do círculo MHO convencional, para incluir o efeito da impedância de fonte a montante do ponto de localização da proteção implicitamente embutido na informação trazida pela tensão de polarização de memória pré-falta.



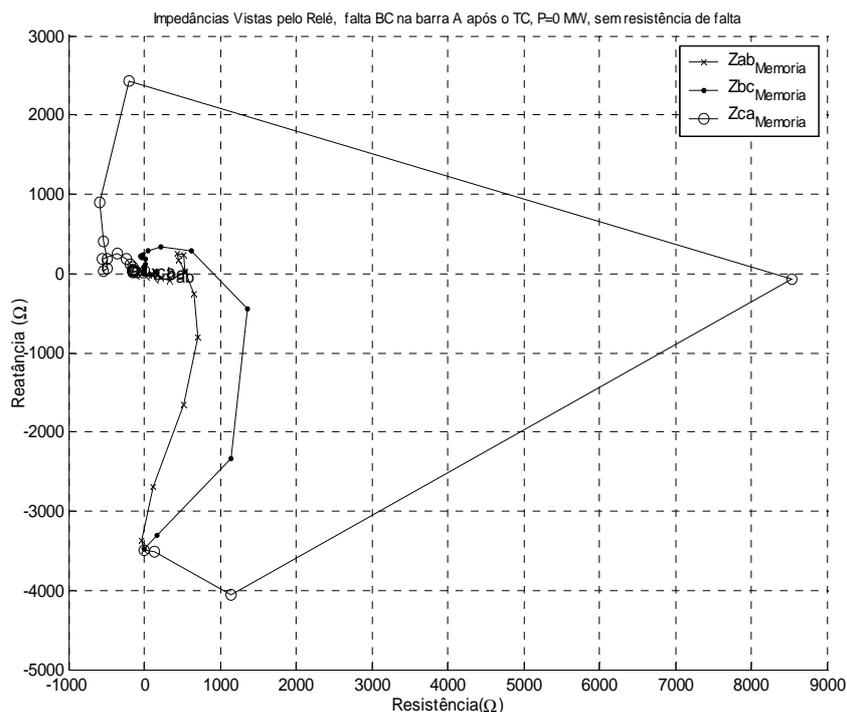
**Figura 37 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto trifásico na barra A – potência zero – curto trifásico direto ABC na barra A – Polarização de memória – Circulo MHO de alcance 100%**



**Figura 38 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto trifásico na barra A – potência zero – curto trifásico direto ABC na barra A – Polarização de memória – Círculo MHO de alcance 100%**

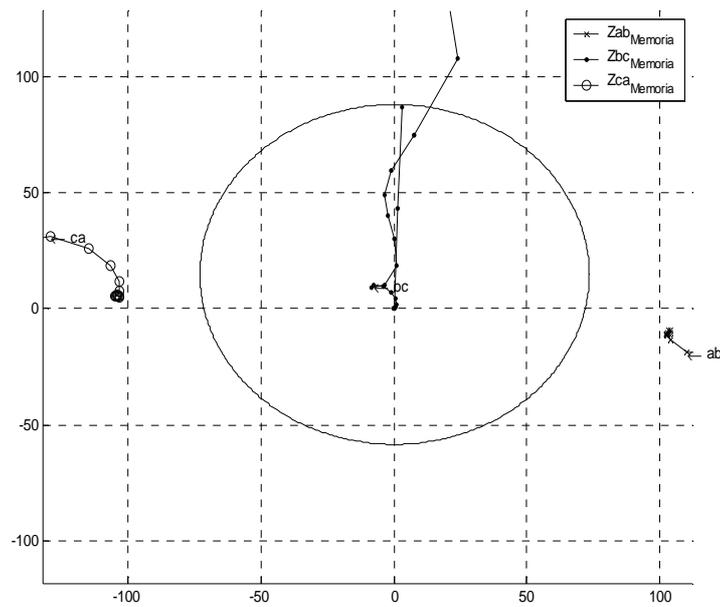
As Figuras 39 e 40 apresentam as trajetórias das impedâncias vistas pelos relés de fase AB, BC e CA com polarização de memória, no seguimento a um curto fase-fase direto BC, aplicado ao barramento A do sistema elétrico. Enquanto que na Figura 39 as trajetórias são apresentadas com escala estendida, o que permite a observação do ponto de operação pré-falta. Na Figura 40 podemos ver o círculo MHO aproximado, como referido anteriormente.

A partir da visualização desta Figura 40, podemos concluir que ocorrerá a operação efetiva do relé de fase BC neste caso, com a indicação da impedância vista pelo relé sendo dada exatamente no ponto de aplicação da falta, ponto A, logo após a localização dos TP's desta proteção. A inclusão dos pontos de convergência das trajetórias de impedância dos outros relés de fase, CA e AB, dentro da característica MHO, indica que estes relés também operariam para o curto BC.

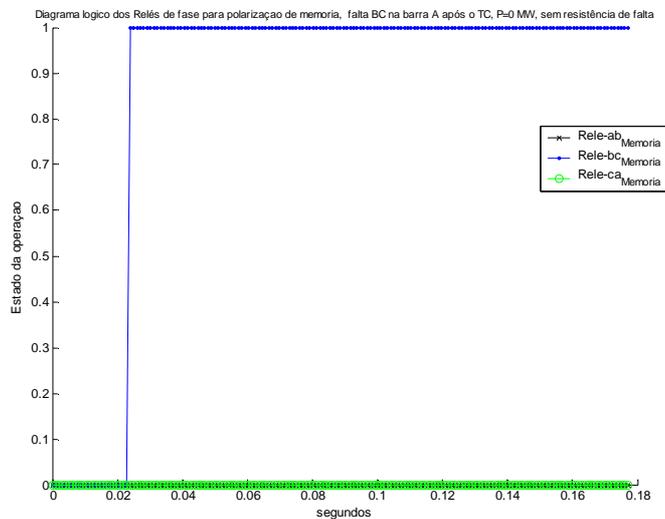


**Figura 39 – Trajetória das impedâncias dos três relés de fase durante curto fase-fase na barra A – potência zero – curto fase-fase direto BC na barra A – Polarização de memória**

Como se trata de um círculo MHO aproximado, apresentamos também, na Figura 41, o diagrama lógico de operação destes relés e que fornecem indicação mais confiável do que a trazida pelo posicionamento do círculo MHO no plano R–X. Confirmamos, pela inspeção desta Figura 41, a conclusão advinda da verificação na Figura 40: ocorre a operação do relé de fase BC. Os demais não operam, como indicado pela variável lógica de saída do relé indicando sempre o valor zero para as unidades de fase CA e AB. Para a unidade BC, tão logo ocorre a falta, a variável lógica indicativa da operação do relé BC, passa a indicar o valor unitário.



**Figura 40 – Trajetória das impedâncias dos três relés de fase durante curto fase-fase na barra A – potência zero – curto fase-fase direto BC na barra A – Polarização de memória – Circulo MHO de alcance 100%**

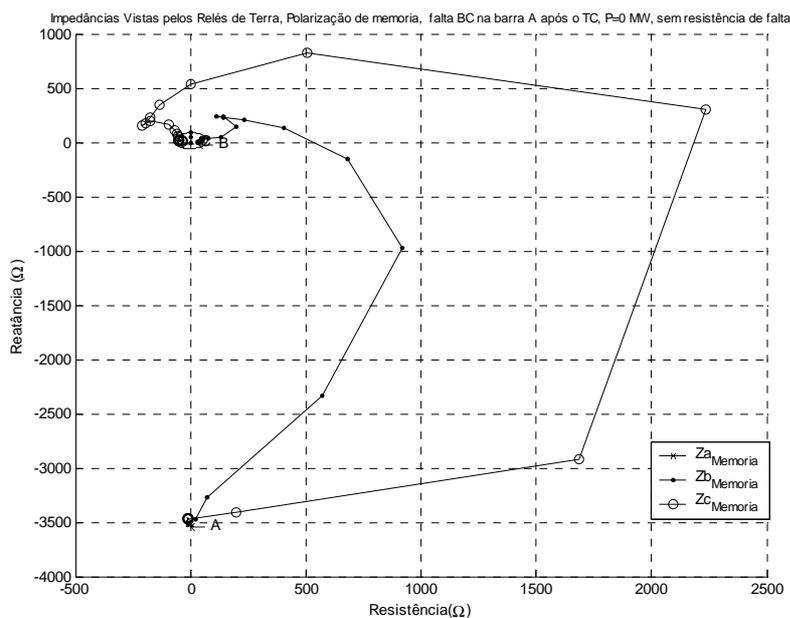


**Figura 41 – Diagrama lógico de operação/não operação do elemento fase-fase BC de distância para curto fase-fase BC no barramento A, logo após a localização dos transformadores de corrente (curto direto) – potência de transferência zero.**

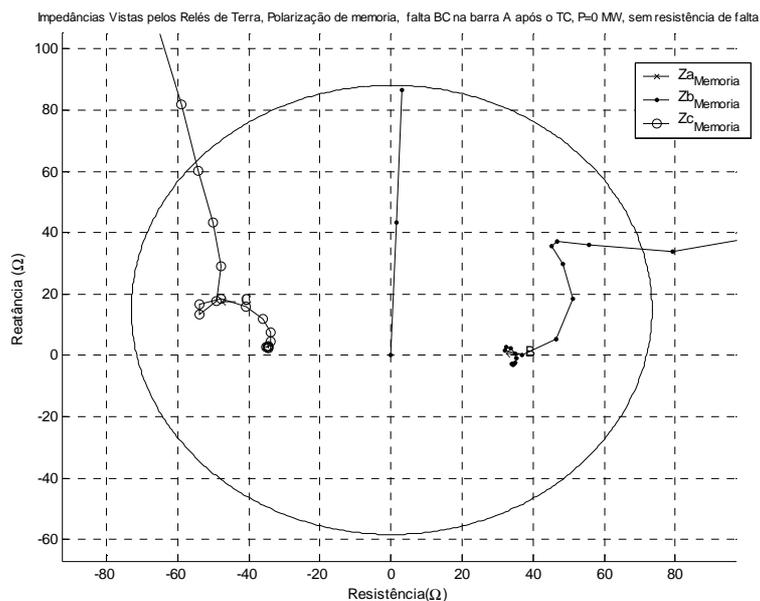
As Figuras 42 e 43 apresentam as trajetórias das impedâncias vistas pelos relés de terra AT, BT e CT com polarização de memória, no seguimento a um curto-circuito fase-fase direto BC, aplicado ao barramento A do sistema elétrico. Na Figura 42 as

trajetórias são apresentadas com escala estendida. Na Figura 43 podemos ver o círculo MHO aproximado, como referido anteriormente.

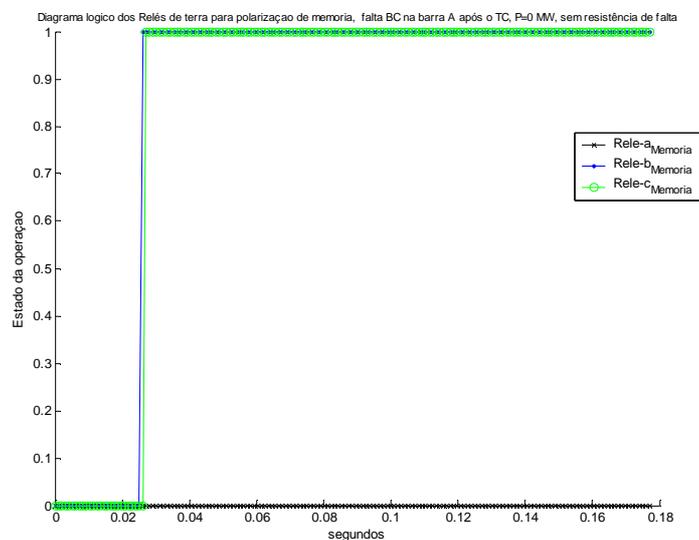
A partir da visualização desta Figura 43, concluímos que a unidade de terra AT realmente não tem qualquer chance de operação. Entretanto, surge a conclusão de que ocorrerá a operação efetiva do relé de terra BT e CT neste caso, com a indicação da impedância vista pelo relé sendo dada novamente no ponto de aplicação da falta, ponto A, logo após a localização dos TP's desta proteção. Não se deve esquecer, entretanto, que a trajetória MHO deslocada tem característica aproximada. A verificação mais precisa da operação ou não destas unidades deve ser feita no contexto da observação do diagrama lógico, apresentado na Figura 44. A inspeção da Figura 44 confirma a operação dos relés de terra BT e CT para o curto-circuito fase-fase BC. Também confirma a não operação do relé AT.



**Figura 42 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto fase-fase – potência zero – curto fase-fase direto BC na barra A – Polarização de memória**



**Figura 43 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto fase-fase na barra A – potência zero – curto fase-fase direto BC na barra A – Polarização de memória – Circulo MHO de alcance 100%**

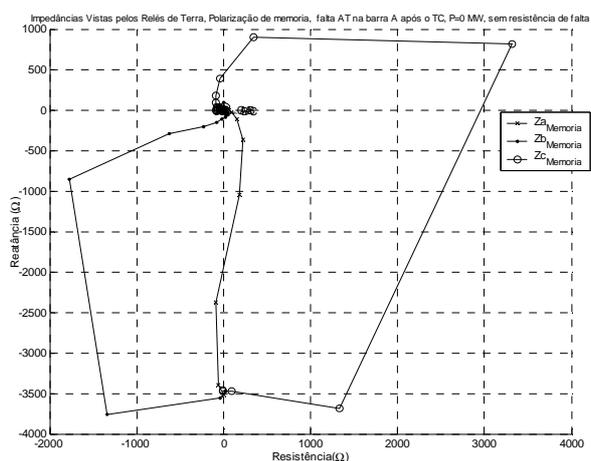


**Figura 44 – Diagrama lógico de operação/não operação dos relés de terra durante curto fase-fase BC no barramento A, logo após a localização dos transformadores de corrente (curto direto) – potência de transferência zero.**

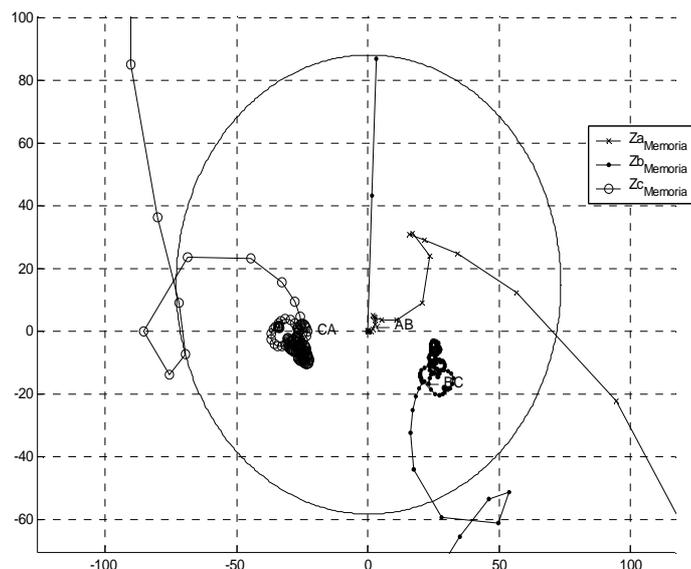
As Figuras 45 e 46 apresentam as trajetórias das impedâncias vistas pelos relés de terra AT, BT e CT com polarização de memória, no seguimento ao curto-circuito

fase-terra direto BC, aplicado ao barramento A do sistema elétrico. As Figuras 48 e 49 apresentam a visualização das trajetórias das impedâncias vistas pelos relés de fase AB, BC e CA para a mesma falta, na mesma localização. As Figuras 45 e 48 aparecem com escalas estendidas e indicam que as trajetórias das impedâncias de todos os relés de terra vão em direção à região de localização do círculo MHO, enquanto, dentre as trajetórias dos relés de fase, apenas as trajetórias dos relés AB e CA se movem em direção à região de localização do círculo MHO. A trajetória do relé de fase BC não é praticamente afetada pelo loop de falta fase-terra na fase A.

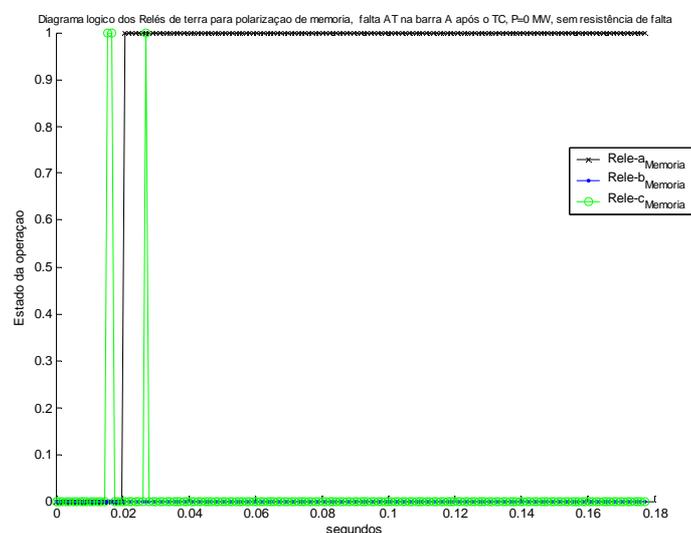
A Figura 46 indica, naturalmente, a operação do relé de terra da fase A e, ainda, parece indicar a operação dos relés de terra da fase B e da fase C, para o curto fase-terra AT. O diagrama lógico da Figura 47, entretanto, confirma apenas a operação do relé de terra da fase A e a não operação do relé de terra da fase B. Também indica a não operação do relé de terra da fase C praticamente durante todo o período de tempo de simulação do curto-circuito (12 ciclos), ocorrendo, na verdade, encaminhamento de ordem de trip, durante apenas duas ou três amostras numéricas da saída digital (1), logo após a ocorrência do defeito. Para todo o resto dos 12 ciclos de simulação da falta, há a saída digital de ordem (0) de não operação. Na verdade, praticamente, apenas o relé de terra da fase A operou.



**Figura 45 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto fase-terra na barra A – potência zero – curto fase-terra direto AT na barra A – Polarização de memória**



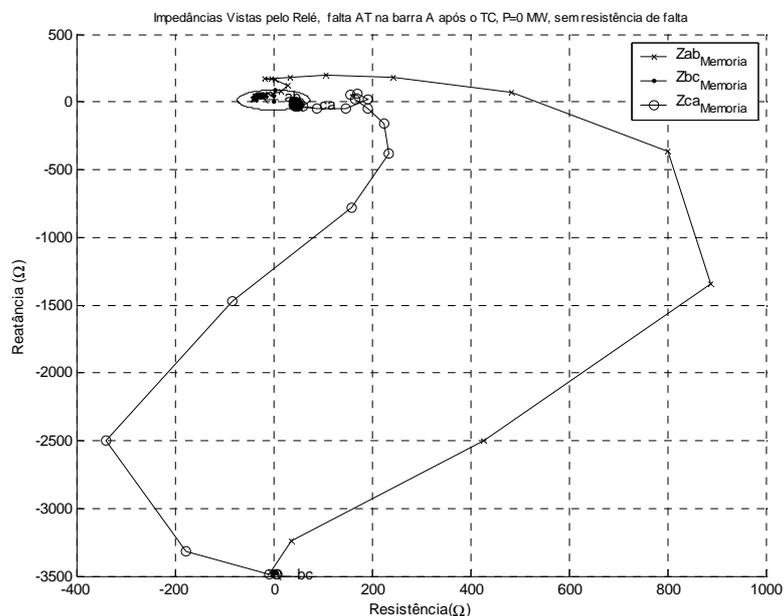
**Figura 46 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto fase-terra na barra A – potência zero – curto fase-terra direto AT na barra A – Polarização de memória – Circulo MHO de alcance 100%**



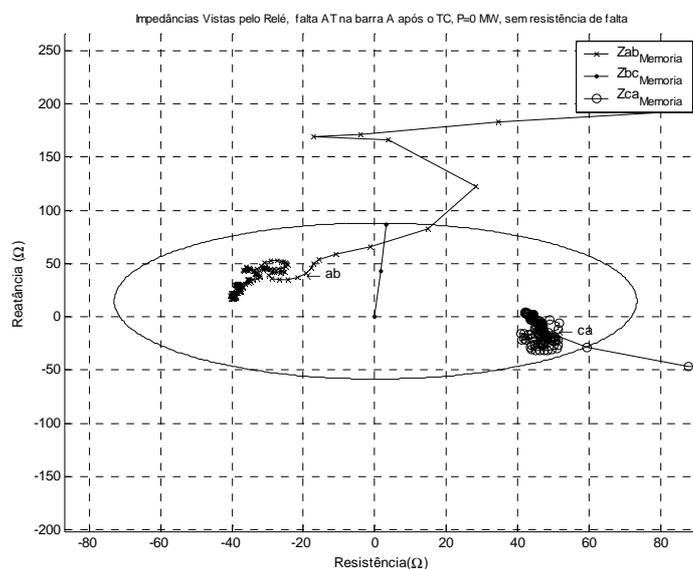
**Figura 47 – Diagrama lógico de operação/não operação dos relés de terra durante curto fase-terra AT no barramento A, logo após a localização dos transformadores de corrente (curto direto) – potência de transferência zero.**

A Figura 49 apresenta visualização das trajetórias para os relés de fase, indicando a possível operação dos relés de fase AB e CA neste mesmo caso de curto

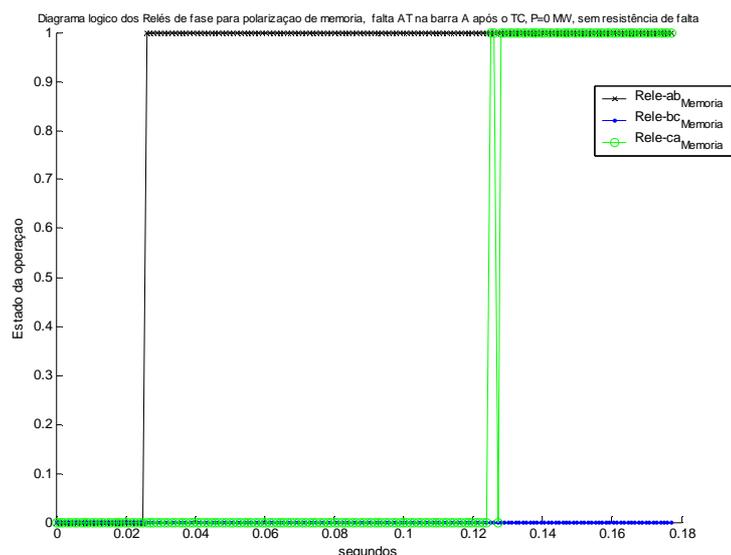
fase-terra AT quando a polarização de memória é aplicada. Isto é confirmado pelo diagrama lógico da Figura 50, para o relé de fase AB logo após o curto e para o relé CA muito depois (6 ciclos) do instante de aplicação da falta.



**Figura 48 – Trajetória das impedâncias dos três relés de fase durante curto fase-terra na barra A – potência zero – curto fase-terra direto AT na barra A – Polarização de memória**



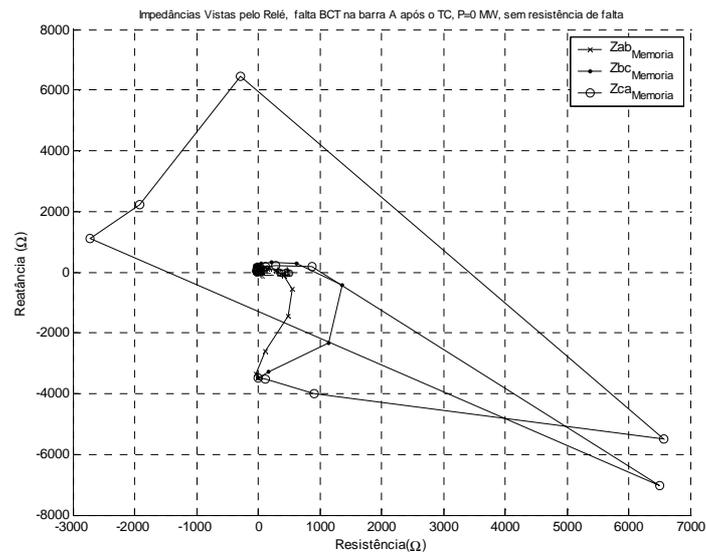
**Figura 49 – Trajetória das impedâncias dos três relés de fase durante curto fase-terra na barra A – potência zero – curto fase-terra direto AT na barra A – Polarização de memória – Circulo MHO de alcance 100%**



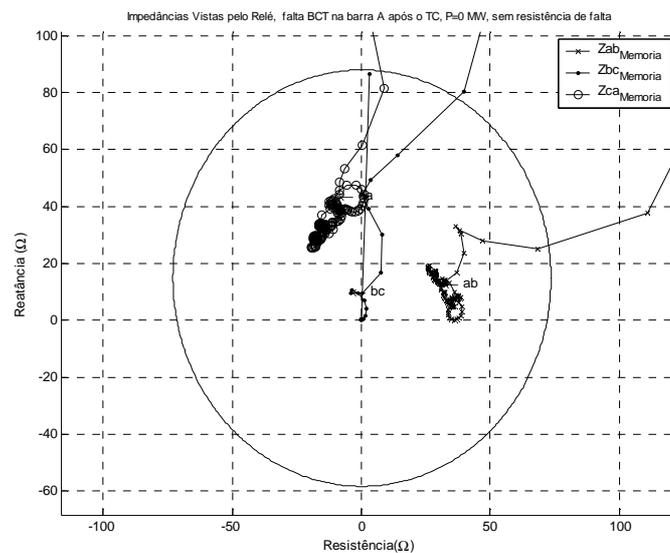
**Figura 50 – Diagrama lógico de operação/não operação dos relé de distância de fase AB, BC e CA para curto fase-terra AT no barramento A, logo após a localização dos transformadores de corrente (curto direto) – potência de transferência zero.**

As Figuras 51 e 52 apresentam as trajetórias das impedâncias vistas pelos relés de fase AB, BC e CA com polarização de memória, no seguimento ao curto-circuito fase-fase-terra direto BCT, aplicado ao barramento A do sistema elétrico. As Figuras 54 e 55 apresentam a visualização das trajetórias das impedâncias vistas pelos relés de terra AT, BT e CT para a mesma falta, na mesma localização. As Figuras 51 e 54 aparecem com escalas estendidas e indicam também que todas as trajetórias de impedância dos relés de terra vão em direção à região de localização do círculo MHO.

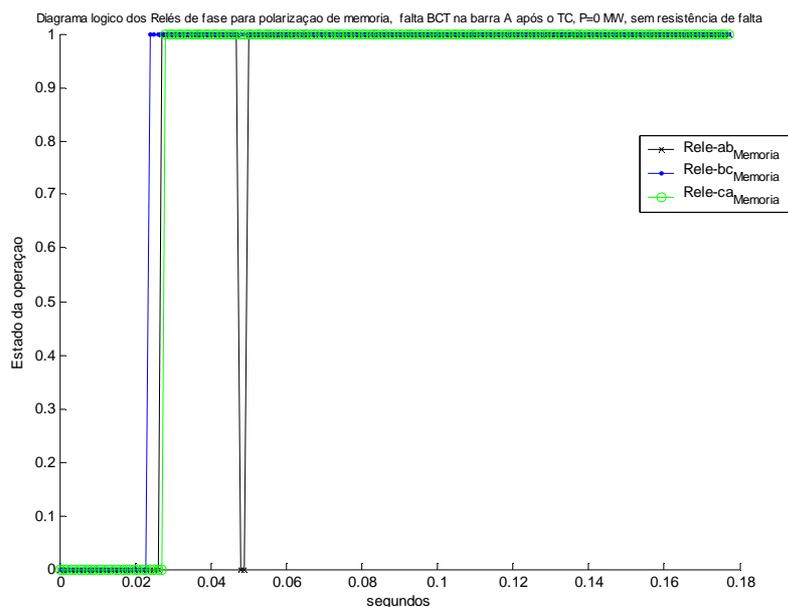
Em referência à utilização da polarização de memória, concluímos portanto, para o caso analisado que o diagrama lógico da Figura 53 confirma a operação de todos os relés de fase para o curto fase-fase-terra BCT. Já o diagrama lógico da Figura 56 confirma a não operação do relé de terra da fase A para o curto-circuito BCT. Os relés de terra das fases B e C operam logo após a falta.



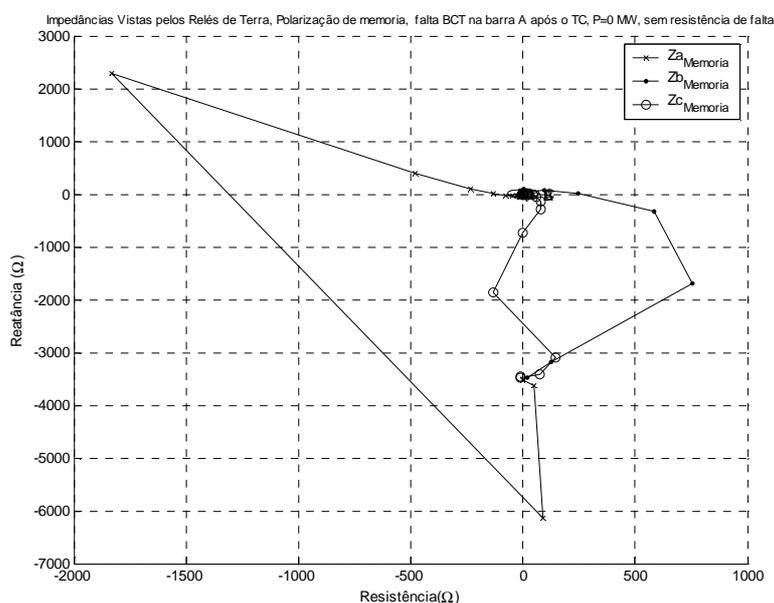
**Figura 51 – Trajetória das impedâncias dos três relés de fase durante curto fase-fase-terra na barra A – potência zero – curto fase-fase-terra direto BCT na barra A – Polarização de memória**



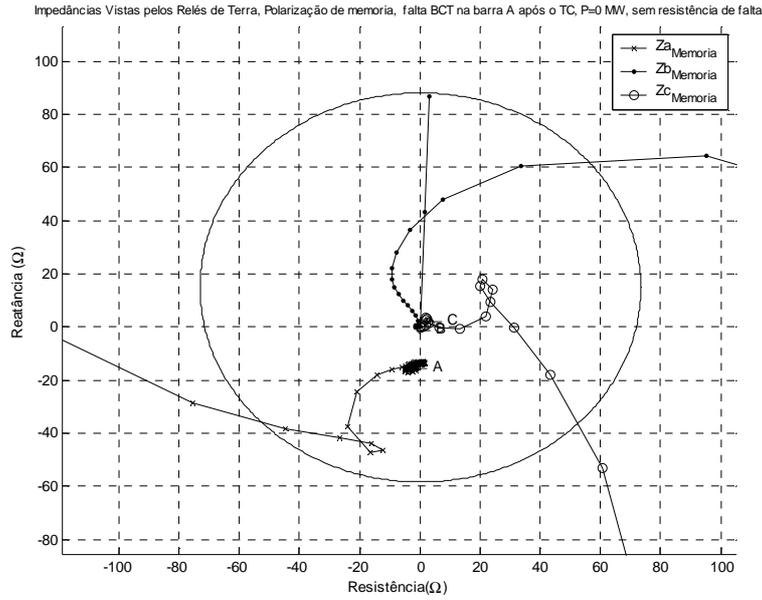
**Figura 52 – Trajetória das impedâncias dos três relés de fase durante curto fase-fase-terra na barra A – potência zero – curto fase-fase-terra direto BCT na barra A – Polarização de memória – Circulo MHO de alcance 100%**



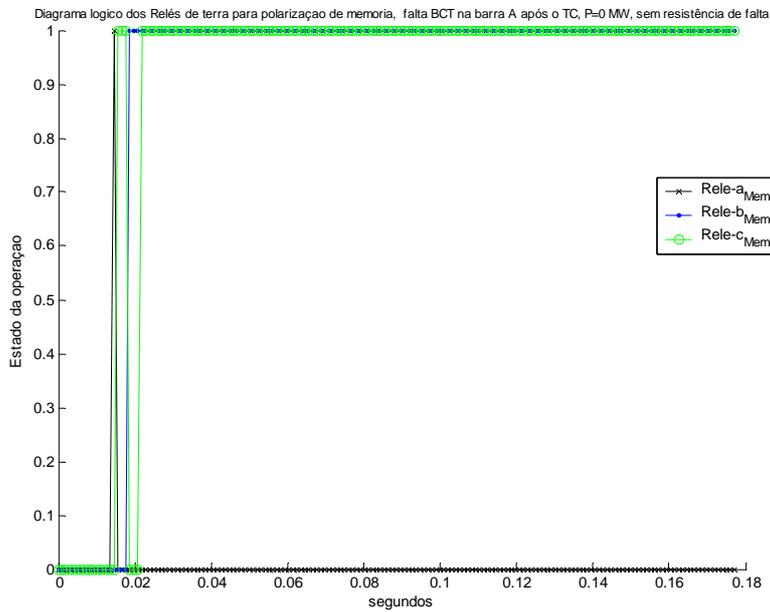
**Figura 53 - Diagrama lógico de operação dos relé de distância de fase AB, BC e CA para curto fase-fase-terra BCT no barramento A, logo após a localização dos transformadores de corrente (curto direto) – potência de transferência zero – polarização de memória**



**Figura 54 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto fase-fase-terra na barra A – potência zero – curto fase-fase-terra direto BCT na barra A – Polarização de memória**



**Figura 55 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto fase-fase-terra na barra A – potência zero – curto fase-fase-terra direto BCT na barra A – Polarização de memória – Circulo MHO de alcance 100%**



**Figura 56 - Diagrama lógico de operação dos relé de distância de terra AT, BT e CT para curto fase-fase-terra BCT no barramento A, logo após a localização dos transformadores de corrente (curto direto) – potência de transferência zero – polarização de memória**

A literatura aponta as vantagens e desvantagens indicadas na tabela abaixo associadas à aplicação da polarização de memória.

POLARIZAÇÃO DE MEMÓRIA	
VANTAGENS	DESVANTAGENS
Válida para tensão nula da malha de falta	Tensão de memória válida por tempo limitado devido a desvios de frequência
Válida durante condições de religamento monopolar	Validade limitada durante oscilações de potência
Válida para sistemas com compensação série	

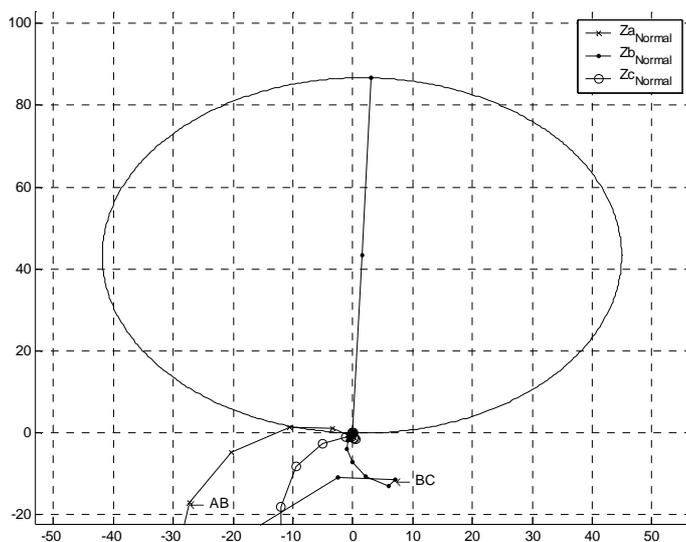
A validade da polarização de memória para tensão nula da malha de falta foi verificada neste item com base nas simulações apresentadas. Quanto à não validade (ou validade limitada) de sua utilização em casos de desvios de frequência e oscilações de potência, isto também pode ser facilmente entendido, já que a tensão normal do loop de falta apresenta frequência submetida a estes desvios e oscilações, enquanto a frequência da tensão de memória é igual, naturalmente, a frequência pré-falta (próximo da frequência síncrona).

#### **5.4 DESEMPENHO DA POLARIZAÇÃO FRENTE A CURTOS REVERSOS**

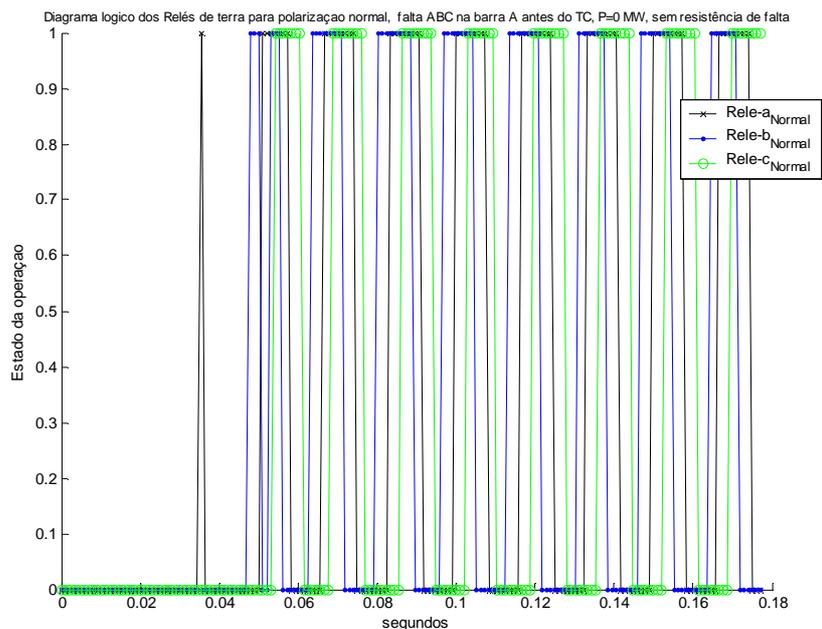
Neste item procuramos confirmar o desempenho do sistema de proteção frente a curtos na direção reversa, para os quais deveria haver certeza da não operação de qualquer dos relés para qualquer curto-circuito. Apresentamos, ainda, as trajetórias das impedâncias de falta para a falta trifásica, como observada pelos relés de terra e para a falta fase-fase, como observada pelos relés de fase. Gráficos com as três polarizações, normal de seqüência positiva, cruzada e de memória são apresentados. Isto pode ser visto nas Figuras 57 a 68.

Podemos observar que, para curto trifásico, todas as trajetórias de falta convergem para a origem do plano R-X, um indicativo da dificuldade de discriminação

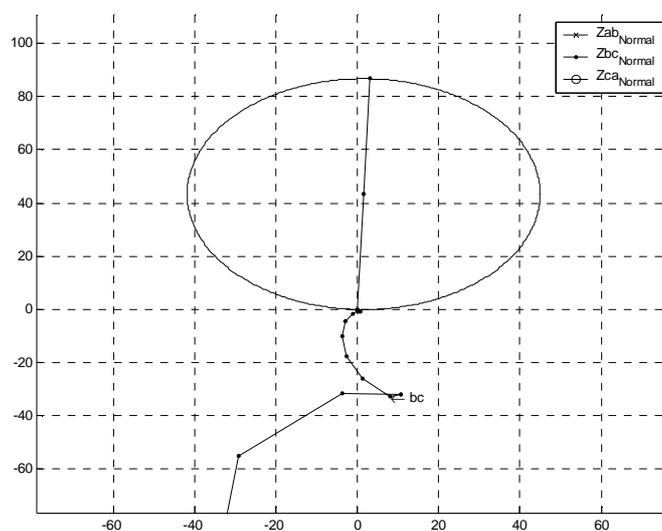
da direcionalidade da falta, tanto no caso da polarização normal, quanto no caso da polarização cruzada. A exceção é para o caso da polarização de memória, para a qual a indicação de operação direta correta está associada a um círculo MHO equivalente deslocado da origem. Para o curto fase-fase, também com validade para os demais curtos assimétricos, podemos registrar que tanto a polarização de memória quanto a polarização cruzada permitem a correta discriminação da direcionalidade da falta e operação correta da proteção associada



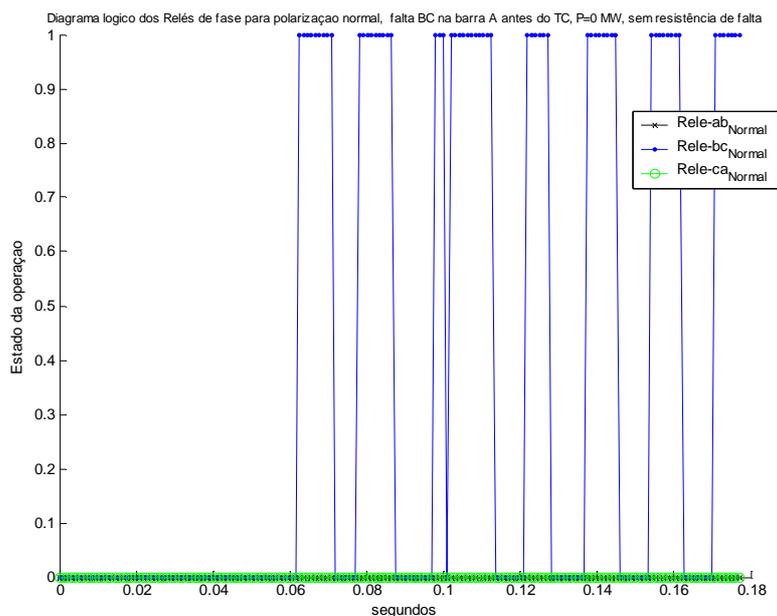
**Figura 57 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto trifásico na barra A – potência zero – curto trifásico reverso ABC na barra A – Polarização normal e círculo MHO**



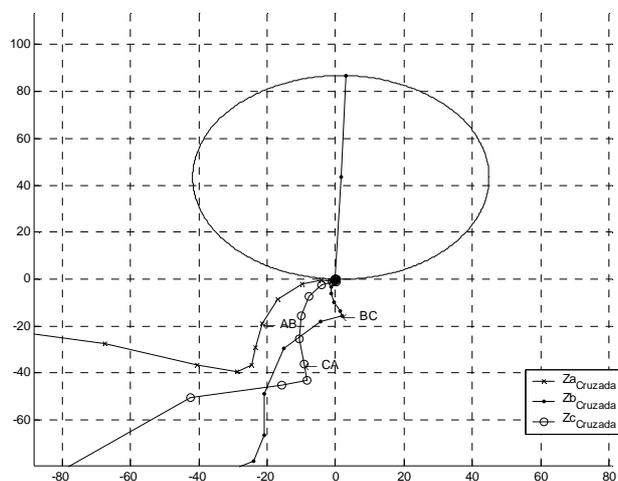
**Figura 58 - Diagrama lógico de operação dos relé de distância de terra AT, BT e CT para curto trifásico ABC no barramento A, anterior a localização dos transformadores de corrente (curto reverso) – potência de transferência zero – polarização normal**



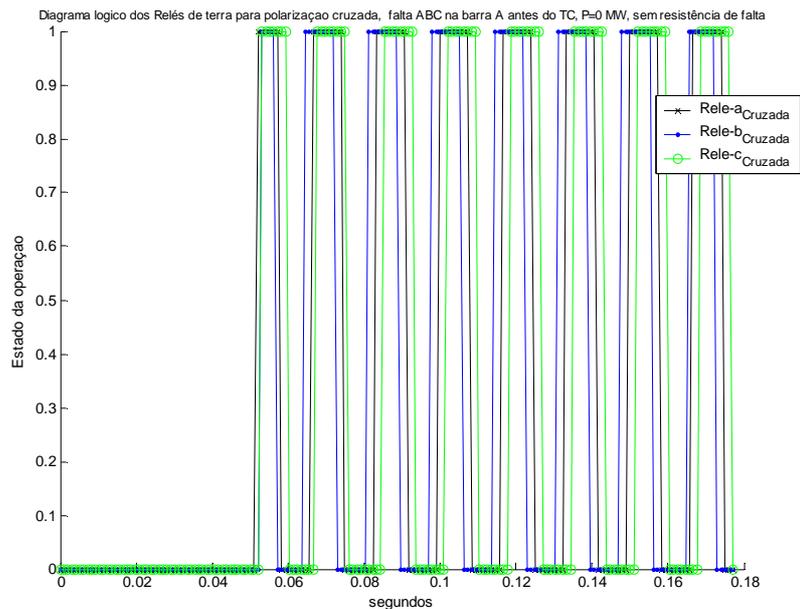
**Figura 59 – Trajetória das impedâncias dos três relés de fase durante curto fase-fase BC na barra A – potência zero – curto fase-fase reverso BC na barra A – Polarização normal e círculo MHO**



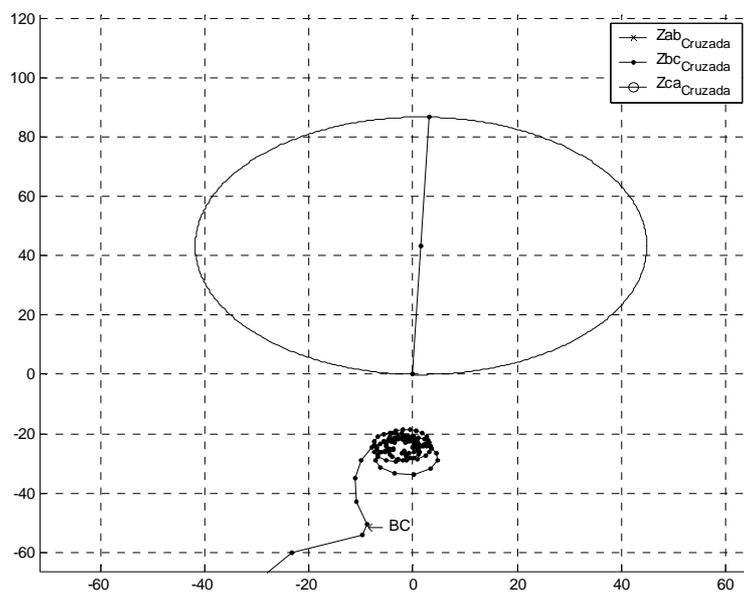
**Figura 60 - Diagrama lógico de operação dos relé de distância de fase AB, BC e CA para curto fase-fase BC no barramento A, anterior a localização dos transformadores de corrente (curto reverso) – potência de transferência zero – polarização normal**



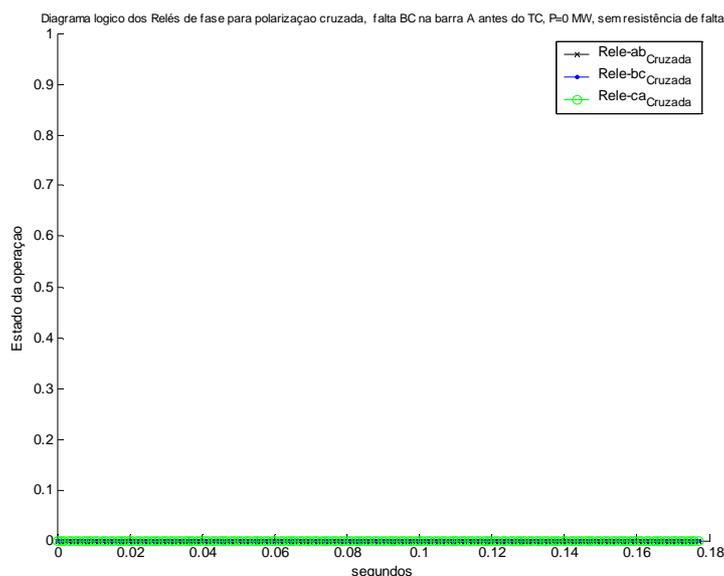
**Figura 61 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto trifásico na barra A – potência zero – curto trifásico reverso ABC na barra A – Polarização cruzada e círculo MHO**



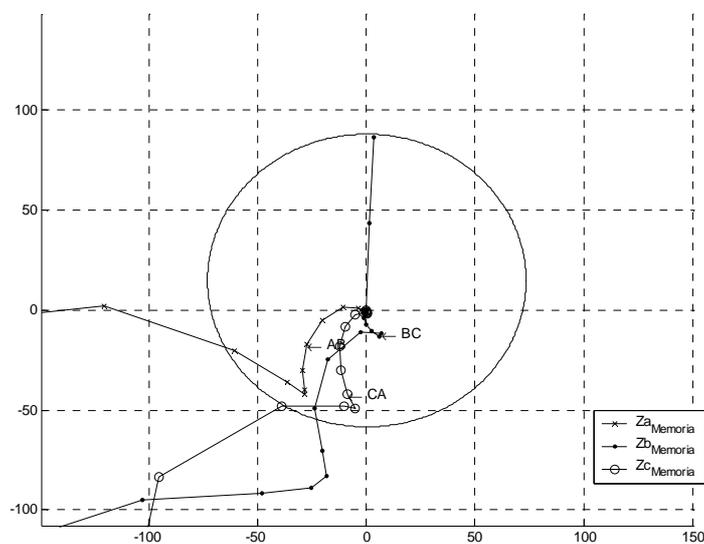
**Figura 62 - Diagrama lógico de operação dos relé de distância de terra AT, BT e CT para curto trifásico ABC no barramento A, anterior a localização dos transformadores de corrente (curto reverso) – potência de transferência zero – polarização cruzada**



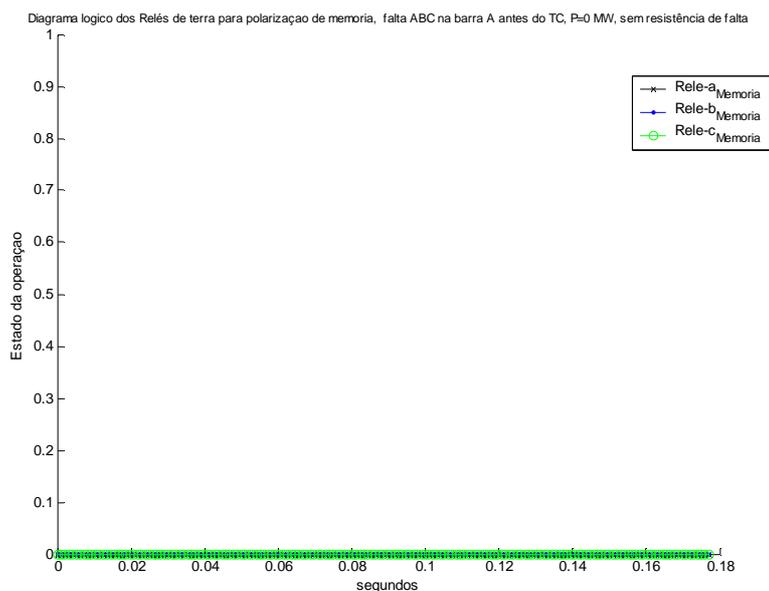
**Figura 63 – Trajetória das impedâncias dos três relés de fase durante curto fase-fase na barra A – potência zero – curto fase-fase reverso BC na barra A – Polarização cruzada e círculo MHO.**



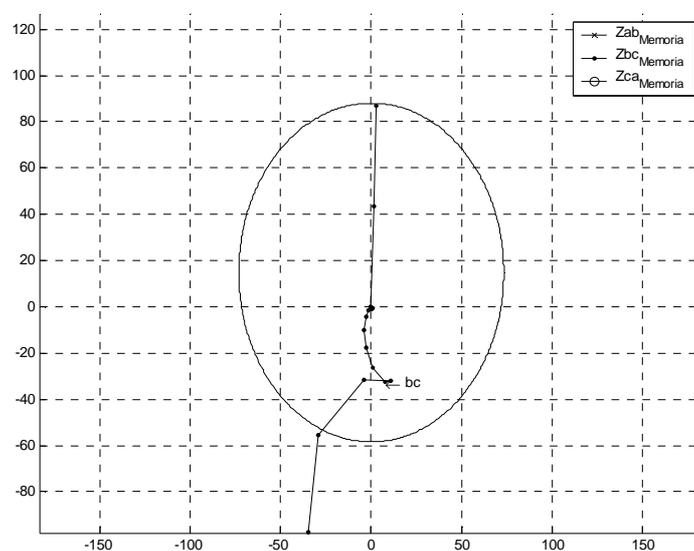
**Figura 64 - Diagrama lógico de operação dos relé de distância de fase AB, BC e CA para curto fase-fase BC no barramento A, anterior a localização dos transformadores de corrente (curto reverso) – potência de transferência zero – polarização cruzada**



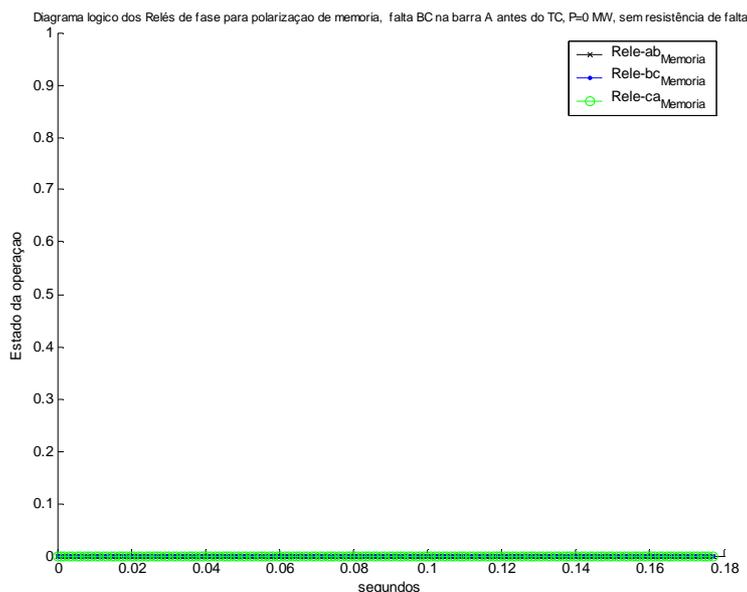
**Figura 65 – Trajetória das impedâncias dos três relés de terra durante curto trifásico na barra A – potência zero – curto trifásico reverso ABC na barra A – Polarização de memória e círculo MHO**



**Figura 66 - Diagrama lógico de operação dos relé de distância de terra AT, BT e CT para curto trifásico ABC no barramento A, anterior a localização dos transformadores de corrente (curto reverso) – potência de transferência zero – polarização de memória**



**Figura 67 – Trajetória das impedâncias dos três relés de fase durante curto fase-fase na barra A – potência zero – curto fase-fase reverso BC na barra A – Polarização de memória e círculo MHO**



**Figura 68 - Diagrama lógico de operação dos relés de distância de fase AB, BC e CA para curto fase-fase BC no barramento A, anterior a localização dos transformadores de corrente (curto reverso) – potência de transferência zero – polarização de memória**

## **5.5 UTILIZAÇÃO DE POLARIZAÇÕES ESPECÍFICAS PARA CURTO FASE-TERRA**

Na tentativa de melhoria de desempenho da proteção de distância frente a faltas fase-terra com resistência de arco, algumas alternativas para a polarização dos relés de terra são disponíveis na literatura [19], além da polarização normal de seqüência positiva, da polarização cruzada e da polarização de memória. As formulações relativas a estas polarizações estão indicadas no capítulo 4, sendo denominadas pelas letras (B), (C) e (D). A polarização indicada pela letra (A) é a polarização normal de seqüência positiva. As impedâncias associadas são indicadas por  $Z_A$ ,  $Z_B$ ,  $Z_C$ ,  $Z_D$ .

A polarização (B) indicada na referência [19] é similar à polarização normal de seqüência positiva, baseada no efeito de compensação de seqüência zero, mas utiliza a aritmética de número reais, como indicado no capítulo 4. O fator de compensação de corrente é dividido em suas partes real e imaginária e aplicado sobre a componente ativa e reativa do sinal de tensão de polarização

A polarização (C), definida por um fabricante de relés de proteção, utiliza um artifício matemático para minimizar o efeito das condições sistêmicas (variação da

reatância com a variação da potência ativa de transmissão) sobre o valor do alcance reativo do relé.

A polarização (D) não trabalha, como se faz normalmente, na escala da impedância total de seqüência positiva da linha, mas tenta obter uma impedância equivalente de seqüência zero, considerando que no curto fase terra, a corrente de seqüência zero no ponto de falta é limitada pela impedância equivalente  $(Z_+ + Z_- + Z_o)/3 = (2Z_+ + Z_o)/3$ . Para os dados de linha apresentados nesta dissertação e alcance 100% de 88 ohms em seqüência positiva, isto corresponde a 188 ohms.

A tabela abaixo indica os pontos de convergência da trajetória de impedância do relés de terra da fase A, para curto fase-terra AT em cinco diferentes localizações: a 0%, 25%, 50%, 75% e 100% da extensão da linha AB. Os valores foram lidos ao final de cada simulação de falta (curto após 10 ciclos de simulação, duração do curto 12 ciclos) Os curtos a 0 e 100% são ambos do lado da linha.

**Tabela 2 – Impedância de Falta (Z)**

ponto de falta	0%	25%	50%	75%	100%
$Z_A$	15.2 + j2.43	17.8 + j24.7	21.2 + j46.6	26.2 + j68.3	37.2 + j 89.7
$Z_B$	-0.01+ j15.6	4.05 + j21.9	7.96 + j29.0	11.7 + j38.0	15.3 + j52.9
$Z_C$	12.5 + j 0.08	15.1 + j22.1	18.5 + j43.6	23.2 + j64.7	29.6 + j84.7
$Z_D$	37.1 – j0,.07	52.6 + j52.6	70.0 + j104.	92.0 + j155	128 + j202

As duas próximas tabelas indicam, respectivamente, os valores de resistência e de reatância de falta, como observado por cada um dos cinco relés de terra AT, em função da localização para os mesmos cinco casos referidos e para as quatro diferentes polarizações mencionadas.

**Tabela 3 – Reatância de Falta (X)**

ponto de falta	0%	25%	50%	75%	100%
$X_A$	2.43	24.7	46.6	68.3	89.7
$X_B$	15.6	21.9	29.0	38.0	52.9
$X_C$	0.08	22.1	43.6	64.7	84.7
$X_D$	-0.07	52.6	104	155	202

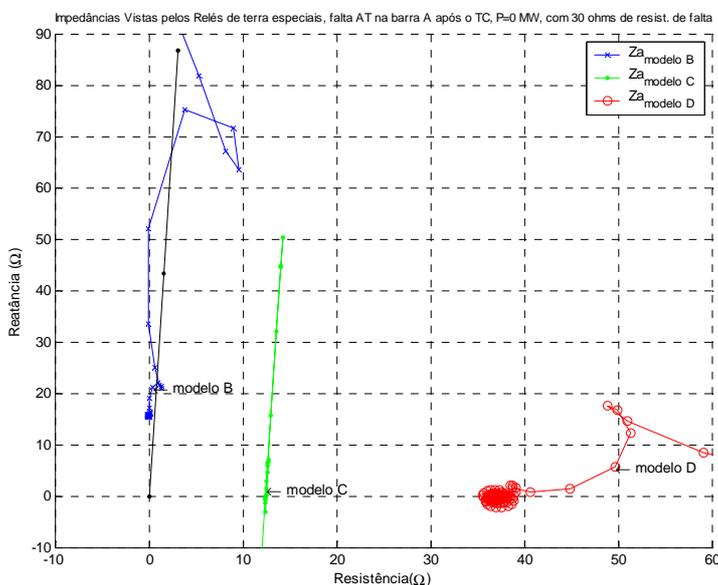
**Tabela 4 – Resistência de Falta (R)**

ponto de falta	0%	25%	50%	75%	100%
$R_A$	15.2	17.8	21.2	26.2	37.2
$R_B$	-0.01	4.05	7.96	11.7	15.3
$R_C$	12.5	15.1	18.5	23.2	29.6
$R_D$	37.1	52.6	70.0	92.0	128

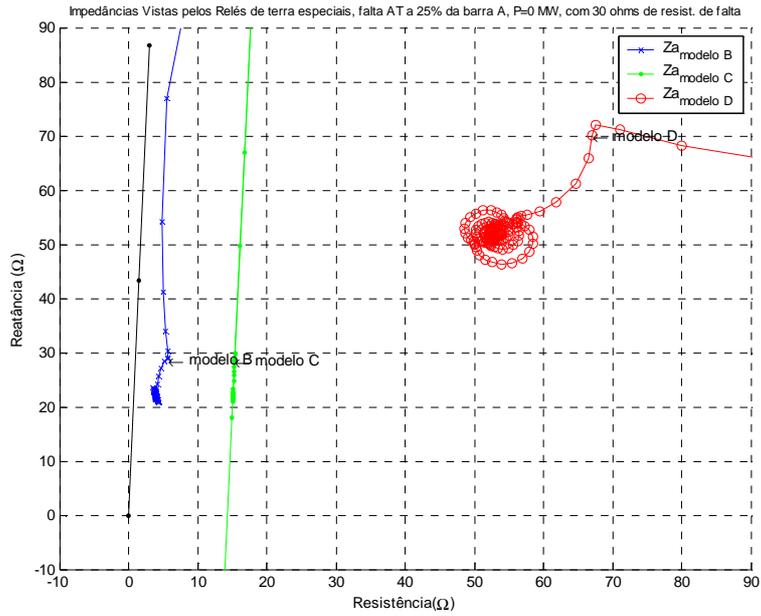
Observando a tabela de reatância de falta, vemos que os alcances reativos indutivos associados aos relés de polarização (B) e (C) estão abaixo dos 88 ohms de impedância da linha, com o relé (A) apresentando pequeno sobrealcance (89,7 ohms). Quanto ao relé D, como a visualização do alcance da falta não se baseia nos valores da impedância de seqüência positiva, o alcance 100% é representado pelos 188 ohms acima referidos. Portanto, este relé não operaria para o curto a 100% do barramento. Operaria com curto a 75%, com  $Z_D = 155ohms < 188ohms$  e não operaria para curto a 100%, com  $Z_D = 202ohms > 188ohms$ .

Quanto à visualização de resistência de falta pelo relé, vemos que, as cinco posições de falta indicadas, para curto monofásico, a resistência vista pelos relés não é igual à própria resistência de falta, fixada em 30 ohms nos casos simulados, como ocorre no caso de curto trifásico em sistema com fonte única de alimentação. Assim, se para os relés (A), (B) e (C), a característica limite de operação fosse uma linha vertical a 30 ohms do eixo indicativo da posição da falta, os relés (B) e (C) operariam, mas o relé (A) não operaria, pois  $R_A = 37,2ohms > 30ohms$ . A escala de resistências ( $R_D$ ) para o relé (D) precisa apresentar valores maior, da mesma forma como visto para as reatâncias ( $X_D$ ).

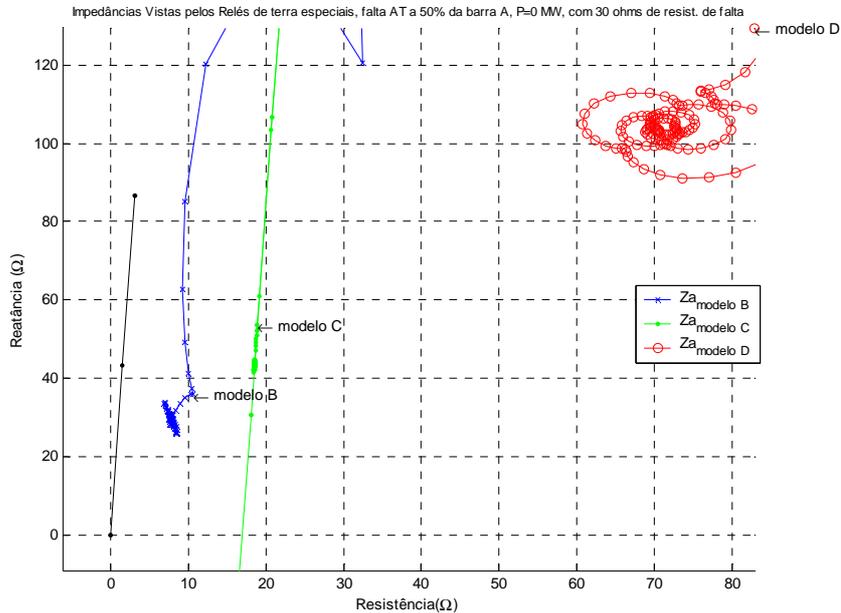
As Figuras abaixo, (69 a 73) apresentam as trajetórias vistas pelos relés (B), (C) e (D), nas vizinhanças dos pontos de sua convergência de regime permanente sob falta. Podemos registrar a conveniência de fixação de características quadrilaterais para estes relés. Quanto a aplicabilidade da característica MHO, ela é mais conveniente para aplicações de proteção a linhas longas e sistemas de alimentação fortes. A característica quadrilateral pode ser utilizada para qualquer situação, em caso de linhas longas ou, ainda, para casos de linhas curtas, onde a característica MHO é imprópria.



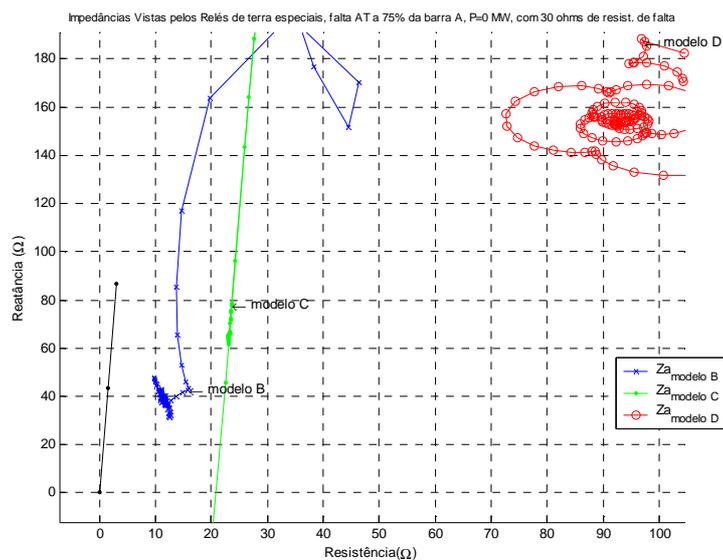
**Figura 69 – polarização especial para relés de terra – potência zero – 30 Ω de resistência de falta – curto fase-terra direto na barra A (0%) – trajetórias das impedâncias dos três modelos de relés de terra**



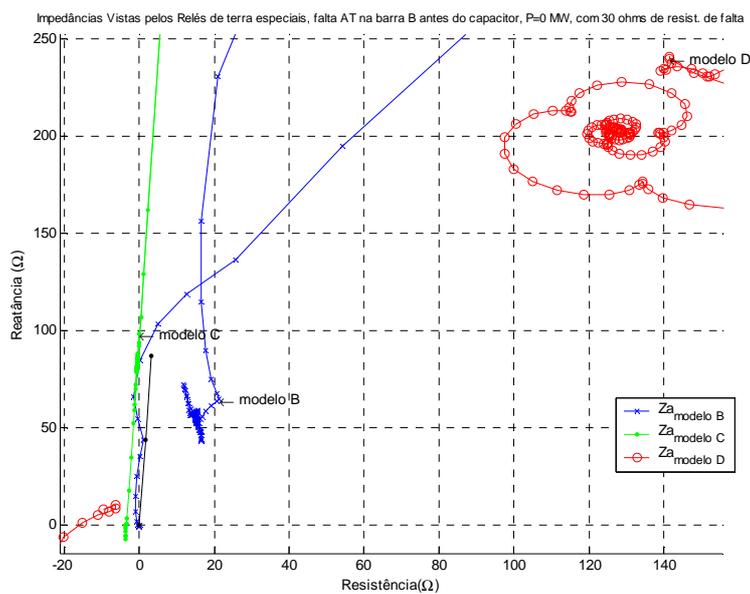
**Figura 70 – polarização especial para relés de terra – potência zero – 30  $\Omega$  de resistência de falta – curto fase-terra a 25% de distância da barra A – trajetórias das impedâncias dos três modelos de relés de terra**



**Figura 71 – polarização especial para relés de terra – potência zero – 30  $\Omega$  de resistência de falta – curto fase-terra a 50% de distância da barra A – trajetórias das impedâncias dos três modelos de relés de terra**



**Figura 72 – polarização especial para relés de terra – potência zero – 30 Ω de resistência de falta – curto fase-terra a 75% de distância da barra A – trajetórias das impedâncias dos três modelos de relés de terra**



**Figura 73 – polarização especial para relés de terra – potência zero – 30 Ω de resistência de falta – curto fase-terra na barra B (100%) antes do capacitor – trajetórias das impedâncias dos três modelos de relés de terra.**

## 6

### CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A presente dissertação de mestrado avalia o desempenho das formas usuais de polarização associadas aos sistemas de proteção baseados em relés de distância, a partir de simulações implementadas com o programa MATLAB/SIMULINK, a partir dos recursos de modelagem disponíveis para representação do sistema elétrico e do sistema de proteção referido.

Foi verificado, através de resultados de simulações, que uma das dificuldades para o bom desempenho do sistema de proteção de distância com polarização normal de seqüência positiva é sua operação frente a curtos muito próximos ao barramento onde a proteção está localizada, sejam curtos diretos ou na direção inversa. Em condições reais podemos concluir, a partir destes resultados, que uma zona morta de atuação existe em torno deste ponto, de forma que deve-se lançar mão de outras formas de polarização para solução desta questão. Outra dificuldade a ser enfrentada por esta forma de polarização é quanto à sua utilização em relés de proteção para sistemas elétricos dotados de compensação série, já que, nestes casos, há uma tendência real para atuação com sobrealcançe.

Em seguida, constatou-se que a polarização cruzada resolve este problema de zona morta de atuação, a partir de composição da tensão do loop de falta com uma tensão de fase sã, de forma a gerar uma tensão de polarização que não se anule para curtos nesta zona. O preço a ser pago pela mudança para a polarização cruzada é uma pequena tendência de ação com impedância vista maior do que a real da malha de falta, o que resulta em sobrealcançe, porém bem pequeno, próximo à condição de alcance de 100% (curto ao final da linha protegida). Foi verificado também, e através de simulações, que a única condição para a qual a polarização cruzada não resolve o problema de zona morta de atuação é a de curto trifásico sólido.

Mais a frente, foram simulados casos de curto-circuito em que a polarização de memória foi adotada para os relés de fase e de terra. A partir da análise destes casos, verificou-se a atuação correta da proteção para os curtos na zona morta, mesmo em caso de curto trifásico. Entretanto, embora a extensão da região de atuação da proteção em

torno da origem do plano R - X com a adoção da polarização de memória seja determinante para resolver o problema da zona morta, isto pode resultar na operação de outros relés que não só aqueles previstos para tal. Isto não constitui problema se o relé previsto para operar fizer isto corretamente em caso de abertura tripolar, mas pode ser uma restrição se um esquema de abertura monopolar estiver vinculado à operação dos relés de terra.

Também foram ressaltadas algumas aplicações em que as polarizações apresentadas podem ser permitidas ou mais ou menos proibidas e, finalmente, alguns esquemas alternativos reais de polarização para relés de terra foram apresentados em conjunto com resultados de casos de simulação da proteção associada frente a curto-circuitos fase-terra com impedância de arco de 30 ohms, com ênfase no alcance resistivo e indutivo observados. Os curto-circuitos foram aplicados, nestes casos, nas posições 0, 25, 50, 75 e 100% da extensão da linha AB cuja proteção foi analisada.

Como proposta para investigações posteriores podemos citar a análise de desempenho de outras formas de polarização, como as de seqüências negativa e zero e, ainda, outras eventualmente disponibilizadas por fabricantes de relés de proteção.

**BIBLIOGRAFIA**

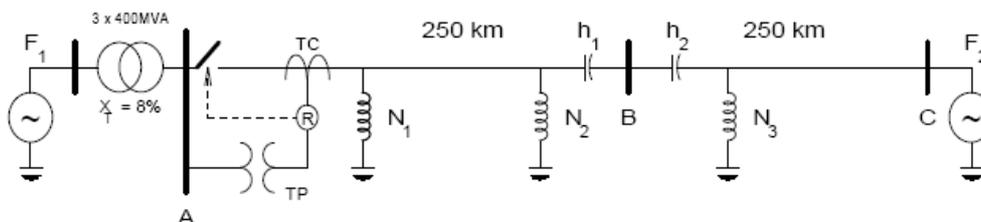
- [1] KENNEDY, W. O., GRUELL, B. J., SHIH, C. H., et. al., “Five years experience with a new method of a field testing cross and quadrature polarized MHO relays: Part 1 – Results and observations”. *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 3, N°. 3, julho de 1988, pp. 880 – 886.
- [2] DESHU, C., PEI, L., HUA, P., et. al., “Scheme for accelerated trip for faults in the second zone of protection of a transmission line”. *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 4, N°. 2, Abril de 1989, pp. 942 – 948.
- [3] MARTTILA, R. J., “Performance of distance relay MHO elements on MOV-protected Series-compensated transmission lines”. *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 7, N°. 3, Julho de 1992, pp. 1167 – 1178.
- [4] YOUSSEF, O.A.S., “A Fundamental Digital Approach to Impedance Relays”. *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 7, N°. 4, Outubro de 1992, pp. 1861 – 1870.
- [5] SCHWEITZER, E. O., ROBERTS, J., “Distance Relay Element Design”. *Forty-sixth Annual Conference for Protective Relay Engineers*, 12 a 14 de abril de 1993, 26 pp.
- [6] MCLAREN, P. G., DIRKS, E., JAYASINGHE. R. P., et. al., “A positive sequence directional element for numerical distance relays”. *IEEE – Developments in Power System Protection*, Conference Publication N°. 434, Março de 1997, pp. 239 – 242.
- [7] APOSTOLOV, A., “Implementation of a Transient Energy Method for Directional Detection in Numerical Distance Relays”. *IEEE*, 1999, pp. 382 – 387.
- [8] MCLAREN, P. G., MUSTAPHI, K., CHANO, S., et. al., “Software Models for Relays”. *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 16, N°. 2, abril de 2001, pp. 238 – 245.
- [9] YAN, L., DESHU, C., XIANGGEN, Y., et. al., “The Uniform Formula of Single Phase Earth – fault Distance Relay with Compensation”. *IEEE*, 2003, pp. 245 – 249.
- [10] ROBERTS, J., GUZMAN, A., “Directional element design and evaluation”. *SCHWEITZER*, 2003, 27 pp.
- [11] BISHOP, P. R., RICHARDS, S., “Strategies for fault conditions that challenge distance protection”. *IEEE*, 5 de abril de 2004, pp. 461 – 464.
- [12] BENMOUYAL, G., FISCHER, N., GUZMAN, A., et. al., “Advanced transmission line protection system”. *IEEE*, 2004, pp. 445 – 448.
- [13] OUELLETTE, D. S., GEISBRECHT, W. J., WIERCKX, R. P., et. al., “Modelling an impedance relay using a real time digital simulator”. *IEEE*, 2004, pp. 665 – 668.

- [14] HOLBACH, J., STEYNBERG, G., “Loop Selective Direction Measurement for Distance Protection”. *IEEE*, 2005, pp. 245 – 249.
- [15] SOLLERO, R. B., ORDACGI, J. M., MORAES, R. M., “Aspectos de discriminação da direcionalidade de proteções de linhas com compensação série”. *VIII Seminário Técnico de Proteção e Controle*, 28 de junho a 1º de julho de 2005, 6 pp.
- [16] TAHAN, C. M. V., CASOLARI, R. P., LABRONICI, J., et. al. “SIMPROT – Ambiente da simulação da operação de sistemas de proteção e ocorrências do sistema interligado nacional”. *VIII Seminário Técnico de Proteção e Controle*, 28 de junho a 1º de julho de 2005, 5 pp.
- [17] MORAES, R. M., ORDACGI, J. M., SOLLERO, R. B., “Effects of Polarizing Voltages on the Choice of Distance Protections for Series Compensated Transmission Lines”. *CIGRÉ – Study Committee B5 Colloquium*, 14 a 16 de Setembro de 2005, 8 pp.
- [18] LIMA, M. M. M., *Alguns fatores afetando o desempenho de relés de distância*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2006.
- [19] SORRENTINO, E., “Polarización de la función de distancia ante fallas a tierra y su efecto sobre el alcance resistivo en zonas cuadriláteras”. *XII Encuentro Regional Ibero-americano del CIGRÉ*, 20 a 24 de maio de 2007, 8 pp.

## APÊNDICE A

### Dados do sistema analisado

São apresentados, a seguir, os dados do sistema analisado nesta dissertação, representado pela figura abaixo:



**Figura 74 – Sistema elétrico analisado**

#### A . 1 Dados do Sistema de Transmissão CA

**- Fonte do lado 1 (à esquerda do transformador ligado ao barramento A):**

13.8kV, 6000MVA ,  $X / R = 15$

**- Fonte do lado 2 (à direita do barramento C):** 500kV, 4000MVA ,  $X / R = 15$

**- Transformador entre a fonte 1 e o barramento A:** 3 x 400 MVA,  $X = 8,0 \%$   
primário 13,8kV em delta, secundário 500 kV em estrela aterrado

**- Linha de Transmissão em 500 kV (dois trechos AB e BC, com 250km cada):**

parâmetros de seqüência positiva resistência: 0,01273  $\Omega / km$

indutância:  $0,9337 \cdot 10^{-3} H / km$  capacitância:  $12,74 \cdot 10^{-9} F / km$

parâmetros de seqüência zero resistência: 0,3864  $\Omega / km$

indutância:  $4,1264 \cdot 10^{-3} H / km$  capacitância:  $7,751 \cdot 10^{-9} F / km$

**- Reatores de linha nos trechos AB e BC:**

no trecho AB: 150 MVA do lado A, 80 MVA do lado B

no trecho BC: 150 MVA do lado B.

#### A . 2 Dados da transdução analógica de corrente

**- especificação do transformador de corrente:**

resistência de dispersão do secundário:  $0,32 \Omega$  , resistência total do secundário mais carga:  $8,0 \Omega$  , especificação ABNT *B10F10C200* , relação  $RTC = 1500/5$

**- filtro de Butterworth do canal de corrente:**

filtro de segunda ordem, resistências:  $300 \Omega$  , indutância:  $0,7503H$  , capacitância  $8,336\mu F$

**A . 3 Dados da transdução analógica de tensão**

**- divisor de potencial capacitivo:**

capacitância superior:  $C_1 = 5,210 nF$  , capacitância inferior:  $C_2 = 123,05 nF$

reator de compensação: indutância:  $54,86H$  , resistência  $541,0 \Omega$

**- transformador de potencial - parâmetros referidos ao secundário**

especificação: TP ABNT 400VA, classe de exatidão 1,2% ,

enrolamento primário resistência:  $9,490 m\Omega$  , reatância:  $78,563 m\Omega$

enrolamento secundário resistência: desprezível, reatância:  $376,99 m\Omega$

resistência de carga  $11,02 \Omega$  , reatância de carga: desprezível

**- filtro de Butterworth do canal de tensão:**

filtro de segunda ordem, resistências:  $300 \Omega$  , indutância:  $0,7503H$  , capacitância  $8,336\mu F$

**A . 4 Dados da curva de saturação – TC e TP**

$\phi_m$ (pu)	$i_m$ (pu)
0.0000	0.000
0.0004	0.850
0.0005	1.050
0.0012	1.400
0.0034	1.500
0.1647	1.750