

EFEITO DA OPERAÇÃO DE VARISTORES DE ÓXIDO DE ZINCO SOBRE O  
DESEMPENHO DA PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA DE LINHAS COMPENSADAS

Silmar Ricardo Lopes Borges

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

BORGES, SILMAR RICARDO LOPES

Efeito da Operação de Varistores de Óxido de Zinco sobre o Desempenho da Proteção de Distância de Linhas Compensadas [Rio de Janeiro] 2007

XI, 112 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc., Engenharia Elétrica, 2007)

Dissertação – Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE

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

I. COPPE/UFRJ    II. Título (série)

*OFEREÇO ESTE TRABALHO*  
*A DEUS*  
A TI TODA HONRA E GLÓRIA.

## **AGRADECIMENTOS**

A minha família, grande incentivadora durante esta importante etapa da minha vida, a meus pais Silas e Margarida, à minha amada esposa Amanda Maria e ao meu filho Breno Ricardo. Amo vocês.

Aos meus queridos tios Carlos Lopes Torres (in memorian) e Fernandina Lopes Torres (in memorian).

Aos companheiros de Furnas Centrais Elétricas, que seguraram as pontas para que pudesse concluir esta jornada, Mário de Mello Marques Filho, Fernando Alberto Ferreira Lamego, Sandro Soeiro Torres, Leandro Pimenta Henriques enfim, à toda a Divisão de Manutenção Eletroeletrônica (DMLR.O).

Aos colegas que fiz durante a realização das disciplinas, Maurício Menezes Macanjo, Leonardo Santos Canedo e Marcel da Costa Siqueira.

Agradeço ao orientador da dissertação, Professor Sebastião, pela colaboração e empenho demonstrado durante o período de realização deste trabalho de pesquisa.

Agradeço aos professores e funcionários da COPPE com os quais pude conviver durante esta etapa da minha vida.

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

EFEITO DA OPERAÇÃO DE VARISTORES DE ÓXIDO DE ZINCO SOBRE O  
DESEMPENHO DA PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA DE LINHAS COMPENSADAS

Silmar Ricardo Lopes Borges

Setembro/2007

Orientador: Sebastião Ércules Melo de Oliveira

Programa: Engenharia Elétrica

A presente dissertação visa demonstrar o efeito não linear provocado pela ação da proteção de sobretensão de capacitores série com varistores de óxido de zinco sobre o desempenho de um sistema de proteção de distância no seguimento à ocorrência de defeitos em sistemas de transmissão incorporando compensação série. Um algoritmo é construído para avaliação numérica da queda de tensão do conjunto banco de capacitores-varistor, a partir da corrente de linha medida no ponto de localização do sistema de proteção. O objetivo é compensar para o efeito não linear provocado pela compensação série, permitindo assim melhorar o desempenho do sistema de proteção de distância. Resultados computacionais são apresentados para confirmação dos ganhos obtidos e para enfatizar algumas dificuldades reveladas pela metodologia aplicada.

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

EFFECT OF THE METAL OXIDE VARISTOR'S OPERATION ON THE  
DISTANCE PROTECTION PERFORMANCE OF SERIES COMPENSATED  
TRANSMISSION LINES

Silmar Ricardo Lopes Borges

September/2007

Advisor: Sebastião Ércules Melo de Oliveira

Department: Electrical Engineering

The present report aims to demonstrate the non-linear effect related to the action of series capacitor overvoltage protection based on metal-oxide varistors on the performance of a distance protection system following short-circuits on series compensated transmission systems. An algorithm is built for numerical evaluation of the voltage drop on capacitor – varistor terminals from line current measurements in the location point of the protection system. The goal is to compensate for the non-linear effect associated to the series compensation, thus allowing to improve the performance of the distance protection system. Computational results are presented to confirm the advantages and to emphasize some difficulties related to the applied methodology.

# ÍNDICE

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1	Histórico: .....	4
1.2	Objetivo .....	12
1.3	Estrutura da Dissertação .....	13
<b>2</b>	<b>EFEITOS DA COMPENSAÇÃO SÉRIE SOBRE A OPERAÇÃO DOS SISTEMAS DE TRANSMISSÃO.....</b>	<b>14</b>
2.1	Descrição Geral do Banco de Capacitor Série.....	14
2.2	Faltas Internas e Faltas Externas.....	16
2.3	Diferentes Esquemas de Proteção dos Capacitores contra Sobretensões .....	16
2.3.1	Esquemas com Centelhador (Gap) .....	17
2.3.2	Esquema com MOV .....	18
2.3.2.1	Esquema com MOV e Gap.....	19
2.3.2.2	Esquema com MOV sem Gap .....	19
2.3.3	Circuito de Amortecimento .....	20
2.4	Comportamento Sistêmico.....	20
2.5	Grau de Compensação .....	21
2.6	Aumento nos Limites de Estabilidade de Regime Permanente .....	21
2.6.1	Sistema Não-Compensado.....	21
2.6.2	Sistema Compensado.....	23
2.7	Aumento nos Limites de Estabilidade em Regime Transitório .....	24
2.8	Capacitor Série Controlável.....	27
2.8.1	Efeito da Ressonância Subsíncrona e Transitórios.....	27
2.9	Efeito da Presença do BCS sobre o Desempenho da Proteção de Distância.....	28
2.9.1	Informação de potencial a montante do BCS .....	29
2.9.2	Informação de potencial a jusante do BCS.....	29
<b>3</b>	<b>DIFICULDADES PARA ATUAÇÃO DA PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA EM SISTEMAS COMPENSADOS .....</b>	<b>31</b>
3.1	O Problema da Inversão de Corrente de Curto-Circuito .....	32
3.2	Dificuldades Associadas à Inversão da Tensão do Loop de Falta.....	34
3.3	A Presença das Oscilações Subsíncronas .....	35
3.4	Necessidade de Revisão do Fator de Compensação de Sequência Zero .....	36
3.5	Metodologia para Cálculo da Tensão nos Terminais do Capacitor Série.....	37
3.5.1	Cálculo da Queda de Tensão .....	39
<b>4</b>	<b>TOPOLOGIA DO SISTEMA ELÉTRICO E ALGORITMOS DE PROTEÇÃO UTILIZADOS .....</b>	<b>43</b>
4.1	Configuração e Dados do Sistema Elétrico .....	44
4.1.1	Transformador de corrente .....	44
4.1.2	Transformador de Potencial Capacitivo .....	45
4.1.3	Parâmetros das Fontes de Tensão .....	46
4.1.4	Linha de Transmissão .....	47
4.1.5	Reatores .....	47
4.1.6	Transformador .....	47
4.1.7	Varistor de Óxido de Zinco (MOV) .....	48

4.1.8	Filtro de Butterworth .....	48
4.2	Processamento Digital dos Sinais de Corrente e Tensão.....	49
4.2.1	Algoritmos de Proteção .....	50
4.2.1.1	Algoritmo de Fourier .....	50
4.2.1.2	Algoritmo Coseno .....	51
4.3	Algoritmo baseado na Transformada Discreta de Fourier.....	52
<b>5</b>	<b>APRESENTAÇÃO E COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS....</b>	<b>54</b>
5.1	Curto Trifásicos a 100% da linha de transmissão AB.....	54
5.2	Curto Bifásico-Terra (BCT) a 100% da linha de transmissão AB .....	63
5.3	Curto Bifásico (BC) a 100% da linha de transmissão AB.....	68
5.4	Curto Monofásico (AT) a 100% da linha de transmissão AB .....	73
5.5	Avaliação da presença do BCS no Loop de Falta.....	76
5.6	Curto Trifásico logo após os capacitores.....	78
5.7	Curto Bifásico Terra logo após os capacitores .....	84
5.8	Curto Bifásico logo após os capacitores .....	91
5.9	Curto Monofásico logo após os capacitores .....	97
<b>6</b>	<b>CONCLUSÕES E PROPOSTAS .....</b>	<b>108</b>
	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS:.....</b>	<b>110</b>

## SÍMBOLOS E VARIÁVEIS

ATP	=	Alternative Transient Program
A / D	=	Analógico / Digital
AC	=	Corrente Alternada
CA	=	Circuito de Amortecimento
CS	=	Capacitor Série
DCP	=	Divisor de potencial capacitivo
EMTP	=	Eletromagnetic Transient Program
MOV	=	Metal Oxide Varistor
MATLAB	=	Matrix Laboratory
S/H	=	Sample and Hold
TC	=	Transformador de corrente
TP	=	Transformador de potencial
TPC	=	Transformador de potencial capacitivo
$C_1$	=	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
$f_0$	=	freqüência síncrona (Hz)
$h_1$	=	Grau de compensação série do circuito AB de transmissão

$h_2$	=	Grau de compensação série do circuito BC de transmissão
$h_{BCS}$	=	Grau de compensação série
$i_m$	=	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
$i'_P$	=	Corrente no primário do TC 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
$L_D$	=	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
$L_{pV}$	=	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
$R_D$	= 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
$v_{in}$	= 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
$v_p'$	= Tensão $v_p$ referida ao secundário do TP
$\omega_0$	= frequência síncrona (rd/s)
$X$	= Parte indutiva da impedância vista pelo relé de distância
$q$	= Expoente da característica do varistor

## 1 INTRODUÇÃO

A abertura do mercado de energia elétrica impôs às concessionárias restrições com relação a custos, eficiência e desempenho. Um dos grandes problemas hoje em dia para as concessionárias está em manter índices mínimos de qualidades, sem agregar custos operacionais elevados. O crescimento contínuo da demanda de eletricidade obriga as concessionárias a operarem seus sistemas de transmissão de forma mais eficiente.

A complexidade do planejamento e operação do sistema elétrico deve-se, em grande parte, a problemas relacionados à transmissão. As linhas de transmissão estão sujeitas a limites térmicos ou de estabilidade que restringem o nível de potência a ser transmitido com segurança.

A instalação de capacitores série em sistemas de transmissão AC, em particular em linhas longas de transmissão, reduzem a reatância total da linha, aumentando assim sua capacidade de transmissão de potência, melhoram a estabilidade do sistema elétrico e diminuem as necessidades de controle de tensão em razão da compensação da queda de tensão ao longo da linha.

O custo do banco de capacitores série é de, aproximadamente, 10% do custo de uma nova linha de transmissão, com o retorno do investimento ocorrendo rapidamente não só em razão dos gastos relativamente reduzidos mas, também, em consequência do possível aumento nos limites de estabilidade e na transferência de potência.

Os primeiros bancos de capacitores série apresentavam dificuldades construtivas e de proteção. As comunicações entre as plataformas e o nível do solo exigiam solução complexa para a tecnologia da época, sendo testadas várias alternativas para contornar tais dificuldades. Os modernos bancos de capacitores série incorporam os desenvolvimentos recentes na área de materiais (varistores de óxido metálico, comunicações por fibra ótica, etc...) e representam o resultado de inúmeros anos de pesquisas.

Além da necessidade de proteção para o sistema de transmissão compensado pelos capacitores série e de avaliação do desempenho desta proteção, uma outra preocupação importante é para com a proteção contra as sobretensões desenvolvidas nos terminais dos bancos de capacitores por ocasião da circulação das correntes elevadas

que se seguem aos curtos-circuitos na rede elétrica de extra-alta-tensão. Estas correntes normalmente alcançam amplitudes bem superiores à corrente nominal dos bancos, especialmente quando os defeitos e os capacitores se localizam próximos aos pontos de geração no sistema elétrico interligado. Para minimização destas correntes, os capacitores série são, em geral, afastados o máximo possível destes pontos, mas de forma a evitar maior impacto sobre o efeito que apresentam na extensão dos limites de estabilidade do sistema.

Já que os capacitores podem ficar sujeitos a correntes e tensões extremamente elevadas, especialmente quando da ocorrência de curto-circuitos que se desenvolvam logo após o ponto onde estão localizados, seu projeto será mais econômico e mais confiável se sua especificação contemplar para um sistema de proteção contra sobretensões entre seus terminais. Portanto, neste caso, o objetivo é que a redução de custo nos capacitores série compense para o acréscimo de custo com o próprio sistema de proteção.

A proteção contra sobretensões aplicadas aos bancos de capacitores série era realizada já antes da década de 80 com a utilização de centelhadores e de forma lenta e não completamente eficiente. Inicialmente um esquema de gap simples era utilizado, coordenado para disparar um pouco abaixo da tensão máxima de curta duração do banco. Algumas tentativas de reinserção dos capacitores em alta velocidade foram então realizadas, mas sem sucesso, até que um esquema de gap duplo passou a ser utilizado, resultando em tempos relativamente menores adotados para efetivação da reinserção referida. Com a utilização deste esquema, ficou viabilizada a adoção de tensões de disparo de apenas 1,5 vezes o valor de sua tensão nominal ( $1,5 X_C \cdot I_{nom}$ ), com o gap principal podendo ser ajustado para tensões de reinserção acima de duas vezes a tensão nominal do banco, assim viabilizando a reinserção rápida com sucesso.

Já antes do final dos anos 70, entretanto, um novo dispositivo de proteção contra sobretensões começou a ser aplicado aos bancos de capacitores série e a outros equipamentos na área de sistemas de potência, o chamado varistor de óxido de zinco (metal oxide varistor – MOV). Este dispositivo, colocado em paralelo com o banco de capacitores e aplicado um para cada fase deste banco, permite uma proteção quase instantânea e eminentemente resistiva não linear, de modo que quando a tensão instantânea sobre o equipamento protegido excede determinado nível – o chamado nível de proteção do MOV ( $V_{PM}$ ) –, a corrente que o percorre pode alcançar valores

extremamente elevados, com a conseqüente redução e limitação da sobretensão e da sobrecorrente sobre os capacitores.

No presente relatório de dissertação de mestrado, resultados da simulação computacional da operação do MOV em paralelo com o banco de capacitores protegido são apresentados, com o efeito desta operação sobre o desempenho da proteção de distância de um determinado sistema de transmissão sendo discutido posteriormente.

Outra questão extremamente importante é quanto à visualização pelo sistema de proteção de distância quanto à capacitância efetiva do banco de compensação série quando o varistor de óxido de zinco passa do estado de não operação para o estado de condução efetiva de corrente e ação de limitação das sobretensões. Com base nas simulações apresentadas neste trabalho, esta visualização é permitida não só do ponto de vista de observação das amplitudes das tensões e correntes ao longo do tempo, como também a partir dos gráficos de impedância vista no plano R – X que são apresentados.

Ainda a se considerar a dificuldade do sistema de proteção de distância com a presença da componente transitória subsíncrona nas correntes de linha quando da utilização da compensação série em sistemas longos de extra-alta-tensão.

Efeitos de interação torcional entre o sistema elétrico e o sistema mecânico das turbinas e geradores de usinas termelétricas envolvendo os estágios de eixo e provocados por esforços torcionais são bem documentados na literatura e já resultou na ruptura de eixo de turbogeradores nos Estados Unidos. O impacto desta interação é atualmente bem compreendido de forma que contramedidas contra seus efeitos são normalmente aplicadas, sempre evitando a possibilidade de novas ocorrências.

Já as oscilações elétricas envolvendo as indutâncias longitudinais do sistema de transmissão e as capacitâncias dos bancos resultam em oscilações também em frequências subsíncrona, porém complementares às frequências mecânicas associadas aos esforços torcionais. São as frequências subsíncronas destas oscilações elétricas que perturbam o bom desempenho dos relés antigos eletromecânicos e os relés modernos digitais associados aos sistemas de proteção de extra-alta-tensão compensados por capacitores série. Enquanto o efetivo amortecimento destas oscilações pode resultar em melhoria de desempenho dos sistemas de proteção mais lentos, isto não ocorre quando sistemas de proteção com tempo total menor ou igual a 3 ciclos são especificados.

As componentes subsíncronas acima referidas presentes nas oscilações elétricas aparecem de forma sensível nos sinais de tensão e correntes captados pelo sistema de proteção de distância e são de difícil filtragem tanto pelos sistemas de proteção analógicos quanto pelos sistemas digitais de proteção por apresentarem frequências relativamente muito próximas da frequência síncrona fundamental. Essencialmente, a presença desta componente resulta em determinado atraso na resposta do sistema de proteção, como vista no plano R – X.

No presente trabalho, o efeito não linear provocado pela ação da proteção de sobretensão de capacitores série com varistores de óxido de zinco sobre o desempenho de um sistema de proteção de distância é discutido, quando da ocorrência de curto-circuitos em um determinado sistema de transmissão incorporando um grau de compensação série de 40% por circuito de transmissão. Um algoritmo é construído para avaliação numérica da queda de tensão do conjunto banco de capacitores-varistor durante os curto-circuitos, a partir da corrente de linha medida no ponto de localização do sistema de proteção. Esta queda de tensão é então subtraída (ou não) do sinal de saída do canal de tensão da proteção com o objetivo de permitir evitar o sobrealcance característico do sistema de proteção de primeira zona, existente em razão da presença da compensação série. Resultados computacionais são apresentados para confirmação dos ganhos obtidos e para enfatizar as dificuldades discutidas acima e associadas à metodologia aplicada ao presente trabalho de pesquisa.

### **1.1 HISTÓRICO:**

Neste item discutimos as informações de interesse para o presente trabalho de pesquisa contidas em alguns trabalhos existentes na literatura disponível.

Na referência [1], Madzarevic e outros mostram que níveis de sobretensão excedendo o dobro da tensão nominal podem ocorrer em linhas de transmissão operando sem falta quando da ocorrência de curto circuito em outras linhas de um sistema dotado de compensação série. Os autores enfatizam que a causa das sobretensões pode ser atribuída a correntes oscilatórias nos bancos de capacitores no seguimento a descargas dos centelhadores de sua proteção contra sobretensões. Indicam ainda que uma componente de tensão sustentada pode aparecer sobre as linhas sem

defeito e superposta a componente fundamental das tensões de fase, resultando em sobretensões elevadas em determinadas partes do sistema elétrico e podendo conduzir a blackouts como resultado da ação simultânea das proteções de diversas linhas. Os autores ressaltam, ainda, que resultados de simulação deste tipo de fenômeno não havia sido registrado previamente na literatura e que a modelagem apropriada do efeito de bypass dos capacitores série e de ação dos circuitos de descarga é essencial para este tipo de investigação.

Em [2], Johns e outros apresentam uma metodologia para medição de impedância de um sistema de transmissão não compensado, utilizando apenas suas resistência e reatância longitudinais de seqüência positiva. Ressaltam, ainda, que a indicação da impedância referida pode ser feita através de uma avaliação numérica em tempo real, utilizando o método da transformada de Fourier em uma pequena janela de amostras das formas de onda de tensão e corrente. Uma metodologia para incorporação do efeito da resistência de falta é também apresentada.

Em [3], Hamman e outros apresentam, pela primeira vez, um novo sistema de proteção contra sobretensões desenvolvido para proteção de bancos de capacitor série com base na tecnologia dos varistores de óxido de zinco. O sistema foi testado em linhas de transmissão de 345kV, ficando demonstrado ainda que poderia ser aplicado com sucesso na proteção de bancos de linhas de transmissão de 500kV. O sistema descrito inclui ainda o centelhador tradicional e mais um circuito de controle da operação deste visando a proteção do varistor contra excesso de energia absorvida. O objetivo é preservar, assim, os discos de óxido de zinco em caso de algumas faltas que podem resultar em elevadas amplitudes de corrente através do varistor e/ou duração excessiva desta. O varistor de óxido de zinco proporciona reinserção instantânea do capacitor para faltas externas a linha, podendo resultar, assim, em aumento da estabilidade transitória e mais efetivo controle da energia absorvida pelo varistor durante as perturbações.

Em [4], Goldsworthy ressalta que para os estudos de planejamento e de energização de bancos de capacitores série protegidos por varistores de óxido de zinco, há uma necessidade de modelagem de qualidade para retratar o desempenho deste equipamento durante sua ação de proteção aos capacitores série tanto em programas de curto circuito quanto em programas de estabilidade. O autor apresenta tal modelagem

através de uma proposta de equivalente linearizado para o capacitor/MOV e enfatiza que a incorporação das modelagens disponíveis anteriormente para tal dispositivo de característica tão não-linear era previamente inviável para incorporação a tais programas. A metodologia proposta foi, então, implementada em um programa disponível de curto-circuito, sendo os resultados validados por comparação com simulações em EMTP e medições em campo. Apenas faltas trifásicas equilibradas foram analisadas.

O problema de modelagem que se apresentava, até então, era relativo à propriedade intrínseca não linear do MOV e que conduz corrente praticamente apenas em cerca da metade de cada meio ciclo, protegendo o capacitor efetivamente e rapidamente contra as sobretensões. O autor aponta ainda que simulações que ignoravam a ação da proteção MOV para o capacitor série durante condições de falta produziam resultados frequentemente errôneos, sendo assim a simulação transitória essencial para apoio aos estudos de projeto e coordenação da proteção do banco de capacitor série.

Para definição da modelagem apresentada no trabalho para os estudos de curto-circuito e estabilidade a frequência fundamental, o autor levou em consideração que resultados de testes de campo e simulações envolvendo bancos de capacitor série protegidos por MOV revelaram um detalhe significativo: mesmo que o capacitor seja paralelo pelo varistor, a corrente resultante total através do conjunto MOV+CS é sempre muito aproximadamente senoidal.

Em [5], Cutler e Sublich apresentam resultados da avaliação dos níveis da energia processada pelo elemento varistor protetor do banco em função dos fatores que apresentam maior efeito sobre tal grandeza, quais sejam: a reatância dos capacitores, o nível de curto-circuito do sistema elétrico e o nível de proteção do varistor. A análise é realizada para um modelo de sistema elétrico em 500 kV e os autores julgam que os resultados apresentam característica geral porque foram definidos para uma faixa prática existente de parâmetros e porque diversas instalações reais podem ser representadas pelo modelo simples utilizado. Os autores afirmam que os resultados obtidos permitem definir o ajuste do sistema de proteção do elemento não linear do varistor para controle seguro da operação da chave de bypass e disparo do centelhador antes de exceder os limites de projeto do varistor. Diversas curvas são apresentadas expressando a variação

da energia absorvida pelo varistor em função dos três fatores citados. Os gráficos resultam em metodologia aproximada para realização rápida do ajuste referido, evitando, assim, o processo de simulação digital.

Na referência [6], Oliveira e outros apresentam uma forma para representação do efeito dos capacitores série em estudos de estabilidade válida para os períodos de by-pass dos mesmos durante as fases de curto fase-terra e pós-curto. A dificuldade para a representação das faltas simultâneas (curto e by-pass) é analisada, levando à adoção de uma representação com incorporação conservativa dos efeitos associados aos parâmetros sistêmicos de seqüências negativa e zero sobre a rede de seqüência positiva.

Os autores de [7], Lucas e McLaren, propõem uma modelagem computacionalmente eficiente para representação do efeito da ação dos varistores de óxido de zinco em estudos, off-line e em tempo real, envolvendo a presença de linhas com compensação série. O método apresentado é baseado em solução aproximada das equações algébricas envolvidas, sendo computacionalmente adequado para simulações em tempo real, mas dependente de algumas suposições a respeito das impedâncias de rede. Registros de campo são disponibilizados para validação dos resultados extraídos das simulações. Possíveis problemas de oscilações numéricas associados com a linearização de algumas expressões envolvidas na representação algébrica dos varistores são registrados e analisados.

Em [8], Marttila apresenta resultados de análise que mostram a aplicabilidade da função mho para relés de distância com polarização de memória para utilização na proteção de linhas com capacitores série e varistores de óxido de zinco. Os varistores são incluídos para proteção dos capacitores contra as sobretensões que se desenvolvem no seguimento aos curtos localizados a jusante de sua localização. É registrado que o desempenho do sistema de proteção de distância das linhas de transmissão compensadas depende sobremaneira do comportamento da proteção contra as sobretensões exercida pela ação dos varistores. O autor registra que o desempenho do sistema de proteção da linha apresenta dificuldades já que a impedância vista pelo relé de proteção apresenta determinado valor durante a fase de não condução do varistor e outros valores diferentes daquele durante o período da ação efetiva associada à operação deste elemento de proteção. Afirma, ainda, que a ação do MOV confere maior qualidade ao desempenho da proteção MHO durante curtos reversos e para curtos localizados dentro da região de

proteção. Os efeitos associados à ação de memória e à operação do varistor de óxido de zinco são analisados com bom detalhamento. Resultados de cálculo são apresentados para um sistema com dupla alimentação e sistema de transmissão em circuito duplo.

Kezunovic e outros, em [9], descrevem metodologia implementada em um simulador em tempo real para testes de relés de proteção desenvolvido na Texas A&M University para a Western Area Power Administration. Os resultados apresentados no trabalho e obtidos através da simulação do desempenho de capacitores série protegidos por varistores a óxido de zinco sofreram comparação extensiva contra os resultados obtidos por simulação de EMTP em tempo real. Dois diferentes modelos para representação da ação do varistor são apresentados, um deles através de um segmento de reta e o outro através de três retas com diferentes graus de inclinação. Recomendações para tratamento das modificações da matriz de admitâncias associadas à ação do varistor de óxido de zinco são apresentadas visando a efetivação das mudanças correspondentes na topologia de rede.

Em [10], Ghassemi e outros apresentam um método para melhorar a qualidade da medida de impedância vista pelo relé de distância digital quando utilizado em linhas com compensação série protegida contra sobretensões pelo MOV. O método é aplicado no domínio do tempo, sendo o algoritmo desenvolvido para sistemas de proteção nos quais a informação de potencial seja proveniente do lado do barramento do capacitor série. A metodologia contempla o cálculo da queda de tensão nos terminais do conjunto varistor – capacitor série e subtrai a quantidade obtida da informação de tensão do barramento, passando a utilizar esta tensão para o cálculo da impedância de falta.

Inicialmente o modelo equivalente linearizado para representação do conjunto MOV+CS indicado na referência [4] foi adotado, mas os resultados obtidos para aplicação a estudos de transitórios elétricos não se mostraram satisfatórios, já que o modelo referido era baseado na hipótese de corrente senoidal no período transitório que se segue à aplicação dos curto-circuitos. Levando em conta que no decorrer da operação do MOV as tensões e correntes podem se afastar bastante da forma senoidal, os autores promoveram a melhoria do desempenho do algoritmo apresentado a partir da descrição direta da tensão desenvolvida nos terminais do varistor como uma função exponencial da excursão das variações de sua corrente no domínio do tempo. Os resultados obtidos foram validados através de comparação contra resultados extraídos de simulações

efetuadas com o programa ATP.

Na referência [11], Saha e outros propõem a utilização de duas diferentes subrotinas para o cálculo das tensões e correntes de defeito como vistas do ponto de localização da proteção, uma válida para faltas antes da compensação série e a outra para faltas após os capacitores. Em adição, o trabalho propõe a aplicação de um procedimento de seleção para a alternativa correta. Para determinação da localização da falta, um modelo a parâmetros concentrados foi utilizado para representação do sistema de transmissão. A metodologia foi desenvolvida na forma de um algoritmo para localização de falta, com apoio em resultados obtidos e comparados contra resultados de simulação obtidos através do programa EMTP.

Os autores ressaltam que a técnica de localização de falta baseada em medições realizadas de um único terminal se baseia na medição de potência aparente e que este princípio é violado nos casos em que o sistema de transmissão é dotado de compensação série, levando a necessidade de compensação para o efeito não linear do conjunto capacitores – varistor. Registram ainda que enquanto este efeito não linear é considerado de forma precisa ao longo do tempo em referências anteriores através da subtração da tensão nos terminais do varistor da tensão do loop de falta, no artigo o conjunto banco de capacitores + varistor é equivalentado na frequência fundamental na mesma forma de avaliação da reatância e da resistência dependentes da corrente registrada em [4].

Em Niu e outros, [12], um novo modelo linearizado para representação do varistor é descrito, sendo determinado com base em análise harmônica dos sinais da queda de tensão no MOV e da corrente de falta. Os resultados de diversas simulações de curto-circuito, para diferentes sistemas dotados de compensação série protegida contra sobretensões por varistores de óxido de zinco, mostraram, através da decomposição de Fourier da queda de tensão no conjunto MOV – Capacitor Série determinada sobre registros de simulação com o programa EMTP, a presença predominante do primeiro (componente fundamental) e terceiro harmônicos. Os autores registram que os efeitos de imprecisão de modelagem são menores quando a análise incorpora apenas a componente fundamental da corrente da linha e as componentes fundamental e de terceiro harmônico para a queda de tensão nos terminais do banco de capacitores protegidos pelo varistor.

Na referência [13], Garcia e Miske discutem uma aplicação interessante com utilização da compensação série em sistemas de transmissão de corrente alternada de maneira que apenas a proteção com varistores em paralelo com os bancos é contemplada, sem a necessidade da solução tradicional com utilização de centelhadores, sistemas de proteção, comunicação, disjuntores de by-pass e seccionadoras. Informam, ainda, que seis instalações deste tipo estão em operação nos sistemas de 315 kV e 735 kV da empresa Hydro Quebec, no Canadá, com desempenho confiável desde 1992.

Sadeh e outros em [14] apresentam um algoritmo para localização precisa de faltas em linhas de transmissão dotadas de compensação série. Da mesma maneira indicada em [11], o algoritmo proposto faz uso de duas rotinas diferentes para estimativa da distância até a falta, uma para curtos antes da localização dos capacitores, outro para faltas após os bancos. Amostras de tensão e corrente dos dois terminais da linha são disponibilizados de forma sincronizada e usadas para estimar o ponto de localização da falta. A proteção de sobretensão do capacitor série (MOV) é, naturalmente, levada em consideração na definição do algoritmo de localização. Equações diferenciais parciais foram utilizadas para modelagem da linha de transmissão através de parâmetros distribuídos. A metodologia é testada a partir de resultados computacionais extraídos de simulações executadas com modelagem EMTP / ATP de um sistema de transmissão de 300 km, 400 kV, com bancos de compensação série localizados no meio da linha.

Na referência [15], Saha e outros apresentam um algoritmo de primeira zona para incorporação a um sistema digital de proteção de linhas compensadas. Os autores registram que o algoritmo consegue registrar faltas, dentro de um raio de alcance de 75 a 85% da linha, através da medição de duas impedâncias distintas e fazendo uso de três regiões adequadamente definidas no plano R – X. A partir das informações apresentadas neste trabalho, o algoritmo para estimativa da queda de tensão nos terminais dos bancos e do varistor associado foi reconstruído e utilizado no trabalho de pesquisa associado à presente dissertação de mestrado. Na referência [15], os autores registram que o algoritmo construído foi extensivamente testado através de resultados extraídos de simulações executadas com modelo EMTP de uma linha de transmissão de 400 kV, 300 km.

Em Thor e outros, [16], os autores apresentam um procedimento computacional iterativo, estabelecido em coordenadas de fase, para determinação das correntes de curto em sistemas dotados de compensação série. O método é baseado no modelo linearizado proposto em [4], de forma que o estabelecimento da solução em coordenadas de fase e ao longo do tempo permite a resolução do problema para qualquer tipo de falta isolada ou simultânea. O acoplamento entre seqüências ou entre as fases também não afeta o procedimento computacional referido e a condução do varistor é representada como uma falta após o capacitor, de forma que a matriz de impedância do sistema não necessita ser recalculada a cada iteração. Os autores registram que o procedimento iterativo foi agregado a um programa computacional existente de cálculo de curto-circuito e utilizado para estudo de coordenação da proteção.

Na referência [17], Sollero e outros discutem aspectos da direcionalidade intrínseca às proteções de sistemas de transmissão dotados de compensação série. O artigo apresenta metodologia a ser considerada no sentido de se verificar o desempenho das grandezas de polarização selecionadas para integração às funções de distância e direcional nos sistemas de proteção digitais. O artigo discute algumas das dificuldades para a correta atuação dos sistemas de proteção quando considerando as polarizações de memória e cruzada frente à ocorrência dos fenômenos de inversão de tensão e de inversão de corrente, possíveis dentro do contexto da utilização da compensação com capacitores série.

Em [18] e [19], os mesmos autores de [17] discutem alguns efeitos associados às diferentes escolhas e proporções das tensões de polarização dos relés integrados aos sistemas de proteção de distância compensados por capacitores série. A maior contribuição do trabalho é a apresentação de método expedito para verificação da habilidade do sistema de proteção em conviver com dificuldades para avaliação consistente da direcionalidade necessária para sua correta atuação, quando os sinais de tensão do loop de falta são extraídos das tensões de barramento, logo antes do ponto de localização dos capacitores.

No presente trabalho de pesquisa, o foco é colocado no desempenho do sistema de proteção de distância de primeira zona, quando considerando curtos localizados antes e após a compensação série localizada ao final do sistema de transmissão. A tensão desenvolvida entre os terminais do arranjo em paralelo envolvendo o banco de

capacitores e sua proteção a varistor é estimada e subtraída da tensão do loop de falta utilizando o mesmo algoritmo desenvolvido em [15]. Diversas simulações foram executadas, sendo seus resultados apresentados e discutidos no capítulo 5.

### **1.2 OBJETIVO**

A presente dissertação visa apresentar resultados de simulação do desempenho de um sistema de proteção de distância aplicado a um sistema elétrico composto por duas fontes de tensão equivalentes, transformador elevador e duas seções de linha de transmissão em 500 kV, 250 km cada, ligadas em série e dotadas de grau de compensação de 40%. Ênfase é colocada sobre o desempenho da proteção localizada no terminal próximo ao transformador elevador, com a proteção dos capacitores série localizados no outro extremo sendo implementada a partir da utilização de varistores de óxido de zinco ajustados para operação com tensões acima de 2 vezes a tensão nominal fase-neutro.

Um algoritmo é construído para avaliação numérica da queda de tensão do conjunto banco de capacitores - varistor, a partir da corrente de linha medida no ponto de localização do sistema de proteção. O objetivo é compensar para o efeito não linear provocado pela compensação série, permitindo assim melhorar o desempenho do sistema de proteção de distância. Resultados computacionais são apresentados para confirmação dos ganhos obtidos e para enfatizar algumas dificuldades reveladas pela metodologia aplicada.

Uma das preocupações foi demonstrar o efeito provocado pela presença do banco de capacitores dentro do loop de falta e pela operação do MOV alterando a impedância vista pelo relé. Sendo assim, os curto-circuitos simulados envolvendo os capacitores são faltas em 2ª zona, enxergadas como 1ª zona pelo sistema de proteção. Com o algoritmo proposto, a impedância total do loop de falta pode ser corrigida, propiciando assim a possibilidade de correto funcionamento do sistema de proteção extensão dos limites da primeira zona. Algumas dificuldades para a correta visualização do posicionamento da falta são também discutidas.

### **1.3 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO**

Este relatório de dissertação foi organizado da seguinte maneira:

O capítulo 1 apresenta informações de caráter geral relativas ao tema deste trabalho e aos efeitos provocados pela presença da compensação série sobre o desempenho dos sistemas de transmissão longos em corrente alternada. Diversas referências no mesmo assunto e em assuntos correlatos são discutidas, procurando-se explicitar a importância do tema da dissertação dentro da área de Proteção de Sistemas Elétricos. Finalmente os objetivos do trabalho de pesquisa são apresentados.

O capítulo 2 apresenta características de ordem geral inerentes ao esquema de proteção dos bancos de capacitores série com varistores de óxido de zinco e, ainda, discute o impacto da presença da compensação série sobre a estabilidade do sistema de transmissão, sobre o surgimento do fenômeno de ressonância subsíncrona e sobre o desempenho de operação do sistema de transmissão interligado.

O capítulo 3 focaliza a metodologia para cálculo da queda de tensão nos terminais do banco de compensação, dentro do contexto das variações rápidas da corrente absorvida pelo varistor durante sua ação de proteção dos capacitores série. Para conferir eficiência computacional ao cálculo da queda de tensão durante o período de variações rápidas de corrente, uma troca de variáveis é efetivada, tornando possível a adoção da mesma taxa baixa de amostragem associada ao processamento digital do sistema de proteção.

No capítulo 4 são apresentados os dados utilizados e a configuração adotada na representação do sistema de transmissão dentro do programa MATLAB, os dados dos elementos que constituem o sistema de proteção de distância e os dados relativos à modelagem do sistema de proteção de sobretensão com varistores de óxido de zinco.

No capítulo 5, finalmente, os resultados das simulações são apresentados e discutidos.

As conclusões finais e alguns temas para investigação posterior dentro do assunto do tema da dissertação são apresentados no capítulo 6.

## **2 EFEITOS DA COMPENSAÇÃO SÉRIE SOBRE A OPERAÇÃO DOS SISTEMAS DE TRANSMISSÃO**

Neste capítulo apresentamos algumas informações relativas à aplicação da compensação série sobre o desempenho global dos sistemas de transmissão em corrente alternada e, ainda, algumas particularidades que dizem respeito à proteção dos mesmos contra as sobretensões que se desenvolvem em seus terminais durante a ocorrência das elevadas correntes de curto que resultam de sua própria utilização.

O banco de capacitor série pode ser considerado como parte integrante do sistema de transmissão, já que, sendo ligado em série com a rede de transmissão, se mantém continuamente energizado. Em caso de perturbações na linha decorrentes de faltas polifásicas ou monofásicas, ou em condições de sobrecarga que excedam o limite de projeto do banco de capacitores série (máxima energia sobre o varistor de óxido metálico – MOV), o banco será automaticamente curto-circuitado e novamente reinserido após a eliminação da falta pelo sistema de proteção da linha.

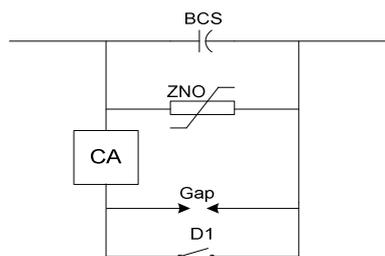
Ignorar a influência das características elétricas do MOV durante as condições de faltas nas quais as correntes elevadas conduzem à operação da proteção dos bancos de capacitores série pode produzir diferenças significativas nas amplitudes das contribuições para as correntes de curto-circuito na linha. Nestas condições, considerando a propriedade não-linear do MOV, o capacitor série não estaria totalmente inserido nem totalmente “curto-circuitado”, como aconteceria com a proteção convencional utilizando apenas centelhadores.

### **2.1 DESCRIÇÃO GERAL DO BANCO DE CAPACITOR SÉRIE**

O banco de capacitor série é um dispositivo cuja função principal é a de reduzir a impedância total do sistema de transmissão visando expandir seu limite de transferência de potência, desta forma compensando parte da reativa consumida pelo mesmo. Seus principais componentes são: as unidades capacitivas, o sistema de proteção constituído pelos varistores de óxido de zinco, centelhador, disjuntor e circuito de amortecimento e a plataforma isolada sobre a qual o banco é montado.

A configuração básica do banco de capacitor série inclui, portanto:

- Unidades capacitivas, configuradas em grupos de unidades em paralelo e em série, de forma a resultar na reatância capacitiva desejada;
- Varistor de óxido de zinco, cuja função é proteger o banco de capacitor série contra as sobretensões que se desenvolvem em seus terminais durante as faltas, limitando a corrente elétrica que circulará pelo capacitor enquanto absorve parcela importante da energia associada ao curto-circuito, com isto limitando a amplitude das sobretensões resultantes. Como o custo do banco aumenta aproxi-madamente com o quadrado da corrente, não é econômico projetar o banco para a pior falta no sistema elétrico[20];
- Gap de disparo ou centelhador, cuja finalidade é proteger o varistor de óxido de zinco contra excesso de energia absorvida, ou seja, atingindo-se o valor ajustado de energia de referência, o centelhador dispara curto-circuitando o conjunto BCS + MOV, para os esquemas com MOV;
- Disjuntor de by-pass, cuja função é de proteção e manobra do banco de capacitores série. Sua operação, exercida de forma manual ou automática, curto-circuita o banco de capacitores. Operando no modo automático, sua operação ocorre quando a energia acumulada pelo varistor de óxido de zinco atinge o valor de referência ajustado, resultando no disparo do gap e, em seguida, no fechamento do disjuntor;
- Circuito de amortecimento, cuja finalidade é limitar a corrente de descarga do banco de capacitores durante o fechamento do disjuntor de by-pass.



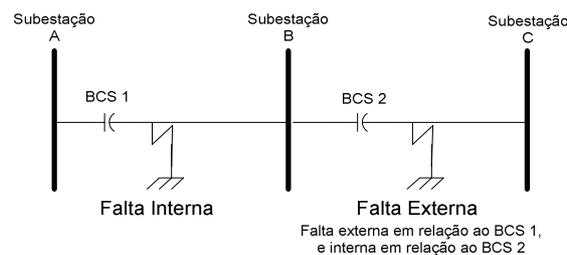
**Figura 1 - Representação do BCS**

## EFEITOS DA COMPENSAÇÃO SÉRIE SOBRE A OPERAÇÃO DOS SISTEMAS DE TRANSMISSÃO

A Figura 1 nos mostra o diagrama de ligação dos componentes acima descritos e que constituem o banco de compensação série e os elementos básicos de sua proteção contra sobretensões.

### 2.2 FALTAS INTERNAS E FALTAS EXTERNAS

Para fins da discussão relativa à definição da condição crítica de disparo do centelhador, é conveniente definir as faltas que resultam em circulação de corrente através dos capacitores série em faltas interna e faltas externas. Simplesmente, em conexão a um circuito de transmissão compensado, uma falta interna é qualquer falta que ocorra no circuito referido, enquanto que a falta externa é aquela que ocorre nos circuitos adjacentes ou mesmo paralelos de transmissão. Portanto, em conexão à linha AB indicada na Fig. 2, o curto indicado à esquerda representa uma falta interna, enquanto o outro curto representa uma falta externa.



**Figura 2 - Representação do Sistema para indicação de Faltas Internas e Externas**

### 2.3 DIFERENTES ESQUEMAS DE PROTEÇÃO DOS CAPACITORES CONTRA SOBRETENSÕES

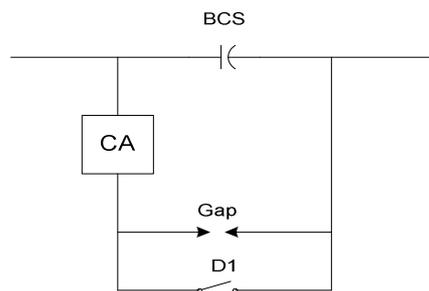
Uma falta na linha com compensação série, mesmo que ela seja externa a linha pode causar sobretensão no banco de capacitores durante a falta, já que a corrente de falta pode ser muitas vezes superior à corrente nominal do banco. A presença da impedância do capacitor série tende a aumentar ainda mais corrente de falta. Não é economicamente viável, portanto, projetar o capacitor série para suportar todos os níveis de sobretensão transitória causadas pelas faltas na linha de transmissão. Por isso, os BCS's são providos de proteção contra sobretensões.

Antes de 1980, os bancos de capacitores séries eram protegidos por centelhador que disparava quando a tensão em seus terminais atingisse um determinado valor

ajustado. As maiorias das instalações atuais, entretanto, utilizam esquema com varistores de óxido de zinco (MOV). A seguir, apresentamos uma descrição dos esquemas disponíveis[21].

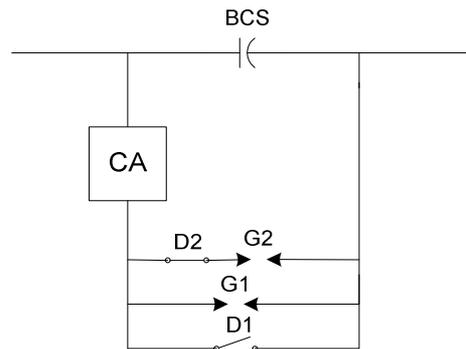
### **2.3.1 ESQUEMAS COM CENTELHADOR (GAP)**

A Figura 3 mostra o diagrama esquemático simplificado de um banco de capacitores protegido por gap simples. O gap tem disparo automático, sendo o disjuntor de by-pass indicado conectado em paralelo com o gap para curto-circuitar o banco logo imediatamente após a ocorrência de sobretensões. O circuito de amortecimento é conectado em série com o conjunto gap - disjuntor de by-pass. Havendo a ocorrência de falta na linha, o gap dispara, tão logo o valor ajustado anteriormente referido seja atingido, e curto-circuita o capacitor. Após o disparo do gap, o disjuntor D1 é acionado, curto-circuitando o conjunto BCS + Centelhador, e permitindo, então, a pronta desionização deste último.



**Figura 3 - Esquema com Gap Simples**

O esquema de gap duplo, por sua vez, é utilizado, principalmente, para aumentar a confiança da que a reinserção do banco não seja acompanhada por nova re-ignição do gap. Neste esquema, o ajuste do segundo gap G2 deve ser inferior ao do gap G1. O gap G2, em série com o disjuntor D2, é mostrado na Figura 4 e deve ser instalado em paralelo com gap G1. O disjuntor D2 opera, normalmente, na condição fechado. Quando ocorre uma sobretensão nos terminais do BCS, o gap G2 dispara. Quando a falta na linha é extinta, o disjuntor D2 abre, portanto inserindo o banco ao sistema em poucos ciclos, após a extinção da falta. O disjuntor D2 não deve ser aberto durante a falta, caso contrário o gap G1 também poderia operar. O gap G1 permanece em serviço para proteger o banco durante a falta e a reinserção do banco.



**Figura 4 - Esquema com Gap Duplo**

### **2.3.2 ESQUEMA COM MOV**

Na metade da década de setenta, um novo material, altamente não-linear constituído de óxido de zinco, somado a pequenas parcelas de outros óxidos metálicos, denominado varistor de óxido metálico (MOV), passou a ser utilizado em aplicações na área de sistemas de potência. As características do material de óxido de metal são tais que, com tensão normal, o resistor não linear se comporta como uma impedância extremamente elevada. Com o aumento da tensão, o varistor passa a conduzir corrente, mantendo a tensão aproximadamente constante. Se, entretanto, ocorre redução da tensão ao longo do tempo, o dispositivo não linear praticamente para de conduzir, no mesmo nível de tensão no qual passou a conduzir, voltando a exibir resistência muito elevada e correntes muito reduzidas. A excepcional característica não linear do MOV permite prover proteção de sobretensão diretamente sobre os terminais da compensação série durante as faltas que ocorrem eventualmente nas linha de transmissão. A reinserção praticamente automática e instantânea do varistor a óxido de zinco pode resultar em aumento importante dos limites de estabilidade transitória do sistema de transmissão. Entre os benefícios adicionais da proteção com MOV se incluem o projeto otimizado do banco de capacitores, o aumento da confiabilidade de operação dos mesmos, a maior previsibilidade de seu desempenho e a redução na taxa de manutenção. O esquema com MOV é mais confiável do que os esquemas com gap, já que não elimina a compensação capacitiva durante faltas.

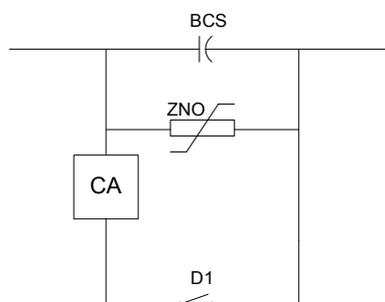
### 2.3.2.1 Esquema com MOV e Gap

Para muitos sistemas de transmissão, não é econômico projetar o varistor de óxido de zinco com capacidade de absorção de energia para o pior caso de falta interna. Obtém-se maior economia projetando o MOV para a pior condição de falta externa, pelo fato de que, no caso de falta interna, a linha será aberta retirando o capacitor série de operação, não havendo por que dimensionar o varistor para absorver toda a energia gerada pela passagem da corrente de falta, pelo mesmo. Portanto, para faltas externas, o MOV conduzirá, exercendo, assim, a proteção contra as sobretensões e, após a extinção da mesma, realizará a reinserção instantânea e automática do banco de capacitores. Para faltas internas, o MOV também conduziria para realizar a proteção contra sobretensão, mas o valor da energia absorvido seria atingido, provocando o disparo do gap e o conseqüente fechamento do disjuntor de by-pass. Nesse esquema, o gap não limita a tensão através do banco de capacitores, mas sim, como já dito, a energia absorvida pelo varistor de óxido de zinco.

A representação simplificada do esquema com varistor e gap aparece indicada na Figura 1.

### 2.3.2.2 Esquema com MOV sem Gap

Neste esquema sem gap, o varistor de óxido de zinco ficará submetido a uma corrente maior do que o esquema com MOV e gap, isto por um período igual ao tempo de fechamento do disjuntor de by-pass ou por um período igual ao tempo de abertura dos disjuntores da linha.

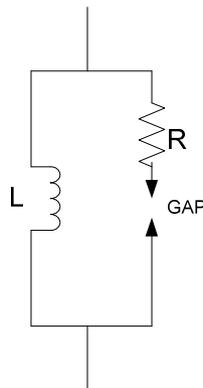


**Figura 5 - Esquema com MOV sem Gap**

### **2.3.3 CIRCUITO DE AMORTECIMENTO**

Quando há o disparo do centelhador ou o disjuntor de by-pass é fechado, surgem correntes oscilatórias de alta amplitude e alta frequência, correntes estas devido a descarga do capacitor através da malha fechada pela operação do elemento de by-pass. Para limitar a corrente de descarga, podemos incluir um reator no circuito de amortecimento e, se necessário maior amortecimento, um resistor pode ser instalado em paralelo com o reator.

Para prevenir perdas excessivas no resistor quando o banco de capacitor série é curto-circuitado, o resistor é instalado em série com o centelhador ou com o MOV, cujo objetivo é inserir o resistor na ocorrência de sobretensão. Assim, quando o disjuntor de by-pass é fechado, a corrente circulará somente pelo reator. Durante a descarga do capacitor ocorre, o resistor, inserido no circuito, produz amortecimento das oscilações de corrente.



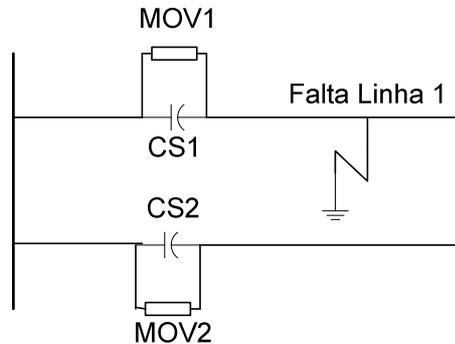
**Figura 6 - Circuito de Amortecimento**

### **2.4 COMPORTAMENTO SISTÊMICO**

A proteção através dos varistores a óxido de zinco também exige comportamento sistêmico, na medida em que sua ação, apesar de apresentar caráter eminentemente local, pode não se manifestar de forma simultânea na proteção das linhas paralelas, já que isto seria desnecessário. Se, por exemplo, ocorre uma falta interna na linha.1 da Figura 7, o varistor a óxido de zinco de proteção do capacitor série da linha 1 irá conduzir a corrente de curto-circuito e acionará o disparo do gap. O varistor do capacitor série da linha paralela, por sua vez, irá também absorver energia, mas abaixo do nível de disparo do gap, conforme explicado no item 2.3.2.1. Com a

**EFEITOS DA COMPENSAÇÃO SÉRIE SOBRE A OPERAÇÃO DOS SISTEMAS DE TRANSMISSÃO**

extinção da falta, o banco de capacitor série da linha paralela será reinserido instantaneamente, desde que o sistema não tenha ficado em sobrecarga, promovendo assim melhores condições para a recuperação da operação normal do sistema de potência.



**Figura 7 - Sistema de Transmissão**

## 2.5 GRAU DE COMPENSAÇÃO

O grau de compensação associado ao banco de capacitores série de um determinado circuito de transmissão pode ser definido como a relação entre o valor de sua reatância capacitiva e o valor da sua reatância indutiva de seqüência positiva. Em geral, o grau de compensação se situa na faixa de 30% a 80%.

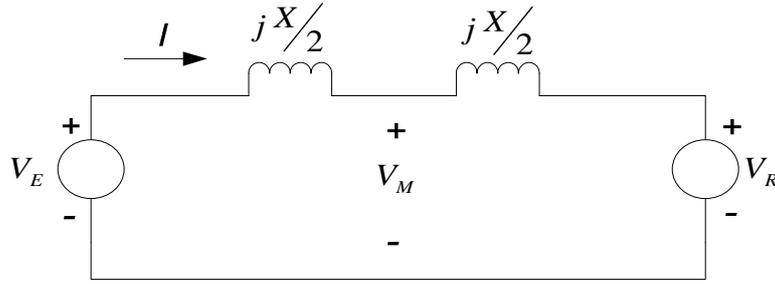
$$h_{BCS} = X_C / X_L \quad (1)$$

O efeito do grau de compensação é demonstrado no item 2.6.2 .

## 2.6 AUMENTO NOS LIMITES DE ESTABILIDADE DE REGIME PERMANENTE

### 2.6.1 SISTEMA NÃO-COMPENSADO

Uma visualização da melhoria na característica de estabilidade associada à utilização dos BCS pode ser visualizada neste item 2.6. Considere o sistema simples de transmissão da Figura 8, representativo da operação de duas máquinas síncronas de reatâncias síncronas iguais a  $X/2$  e tensões internas também iguais em módulo  $V_E = V_R = V$ , a primeira do lado esquerdo operando como gerador e a outra como motor.



**Figura 8 - Representação do Sistema Não Compensado**

Considerando o sistema acima, onde a esquerda temos o gerador e a direita o motor, vem:

$$\dot{V}_E = V e^{j\theta_E} \quad (2)$$

$$\dot{V}_R = V e^{j\theta_R} \quad (3)$$

Calculando a tensão terminal  $\dot{V}_m$  e a escolhendo como referência, teremos que :

$$\dot{V}_m = (\dot{V}_E + \dot{V}_R)/2 = V ((\cos \theta_E + \cos \theta_R)/2 + j(\sin \theta_E + \sin \theta_R)/2) = V_m \angle 0^\circ \quad (4)$$

Lembrando que  $\theta_R = -\theta_E$ , vem

$$\dot{V}_m = V_m = V \cos \theta_E \quad (5)$$

$$\delta = 2\theta_E \quad (6)$$

A corrente no sistema será:

$$\dot{I} = (\dot{V}_E - \dot{V}_R) / jX = V((\cos \theta_E - \cos \theta_R) + j(\sin \theta_E - \sin \theta_R)) / (jX)$$

$$\dot{I} = (2V / X) \sin \theta_E \angle 0^\circ \quad (7)$$

Com a corrente e tensão fasoriais podemos calcular a potência complexa fasorial nos terminais:

$$P + jQ = V_m I^* = V \cos \theta_E * (2V / X) \sin \theta_E = (2V^2 / X) \sin(2\theta_E) / 2 + j0 \quad (8)$$

Portanto, inspecionando (8) temos:

$$X = X_L \quad (9)$$

$$P = (V^2/X) \cdot \text{sen} \delta \quad (10)$$

$$V_m = V \cdot \cos(\delta/2) \quad (11)$$

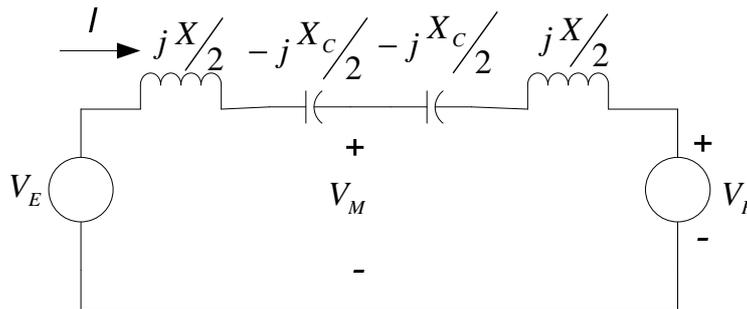
$$I = (2V/X) \cdot \text{sen}(\delta/2) \quad (12)$$

$$Q = 0 \quad (13)$$

### 2.6.2 SISTEMA COMPENSADO

Uma visualização da melhoria na característica de estabilidade associada à utilização dos BCS pode ser visualizada neste sub-item 2.6.2. Considerando o mesmo sistema simples de transmissão da Figura 8, resulta o sistema da Figura 9, abaixo:

Neste sistema, para facilitar a análise, dividimos a reatância da compensação série em duas partes iguais, de forma que a tensão anterior, utilizada como referência, aparece novamente no meio do circuito. As considerações são as mesmas do caso não compensado, com exceção da reatância da linha que passa a ser :



**Figura 9 - Representação do Sistema Compensado**

$$X_{comp} = X_L - X_C = X_L(1 - X_C / X_L) = X_L(1 - h_{BCS}) \quad (14)$$

Aplicando as mesmas considerações do sistema não compensado vem:

$$P_{comp} = (V^2 / X_{comp}) \sin \delta_C \quad (15)$$

**EFEITOS DA COMPENSAÇÃO SÉRIE SOBRE A OPERAÇÃO DOS SISTEMAS DE TRANSMISSÃO**

$$\theta_s = \delta_c / 2 \quad (16)$$

$$V_m = V \cos(\delta_c / 2) \quad (17)$$

$$I = (2V / X_{comp}) \text{sen}(\delta_c / 2) \quad (18)$$

$$Q = 0 \quad (19)$$

A relação entre as potências máximas de estabilidade dos dois casos, compensado e não compensado, será dada por:

$$P_{\max_{comp}} / P_{\max} = X_L / X_{comp} = 1 / (1 - h_{BCS}) \quad (20)$$

Se, por exemplo, o grau de compensação série for fixado em  $h_{BCS} = 0,4$  o ganho de potência  $P_{\max_{comp}} - P_{\max}$  será de 66,67% de  $P_{\max}$ .

## 2.7 AUMENTO NOS LIMITES DE ESTABILIDADE EM REGIME TRANSITÓRIO

Uma das vantagens da compensação de potência reativa ao longo de um sistema de transmissão é a melhora da estabilidade transitória. A estabilidade transitória deve ser analisada por simulação computacional do desempenho do sistema de potência interligado para as diferentes perturbações possíveis. Se estas simulações mostrarem a necessidade de melhoria da estabilidade, simulações adicionais poderão ser realizadas incorporando os reforços de transmissão e outras medidas viáveis.

O aumento nas margens de estabilidade transitória associado à utilização da compensação série pode ser visualizado considerando o sistema indicado na Figura 10 abaixo. O sistema caracteriza a potência transferida de um grupo de geradores para um sistema receptor de potência nominal muitas vezes maior [6].

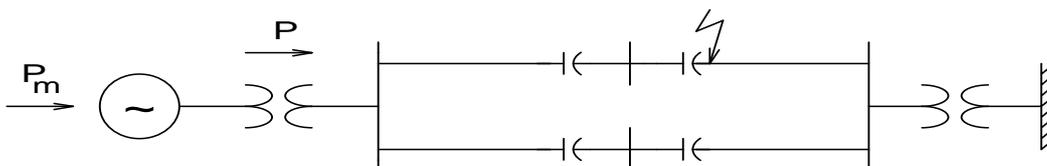


Figura 10 - Sistema de Transmissão em Longa Distância com BCS

**EFEITOS DA COMPENSAÇÃO SÉRIE SOBRE A OPERAÇÃO DOS SISTEMAS DE TRANSMISSÃO**

---

Durante o curto circuito indicado na Figura 10 e com o bypass que se segue do capacitor localizado na seção de linha sob falta e, provavelmente, de outros capacitores nas seções de linha vizinhas, a capacidade de transferência de potência fica reduzida. Reduções mais amplas ocorrem para curtos mais severos e com o aumento do número de bancos de capacitores bypassados. A Figura 11 ilustra a relação senoidal potência – ângulo que determina as oscilações eletromecânicas da usina geradora em relação ao sistema receptor. As curvas (a) e (b) nesta Figura representam a relação potência – ângulo antes e durante o curto-circuito, respectivamente.

O curto é então extinto pela ação dos disjuntores da seção de linha sob falta, de forma que a relação potência – ângulo fica agora representada pela curva (c). A curva (c) pode estar associada a um ou mais bancos de capacitores ainda bypassados nas seções de linha em operação após a extinção da falta.

A curva (d) representa as potências maiores que se seguirão em condições pós-falta após a reinserção dos capacitores série que ainda estavam bypassados. Esta curva pode ser considerada mesmo imediatamente após a extinção de falta se a reinserção puder ser considerada instantânea. Isto é aproximadamente o caso quando se adota a proteção dos capacitores com os varistores a óxido de zinco (MOV).

A reinserção automática do capacitor série na hipótese de utilização dos varistores a óxido de zinco exige somente 1 a 1,5 ciclos da frequência fundamental, o que corresponde a 6 a 9 graus a 1 Hz. Frequências eletromecânicas em torno de 1 Hz são típicas para as oscilações entre usina e sistema elétrico associadas à estabilidade transitória. Mesmo considerando que este tempo de reinserção automática não pode ser considerado como desprezível, deve ser considerado que a reinserção com os gaps tradicionais depende da velocidade de atuação de um disjuntor em paralelo com o gap e que assegure a extinção do arco no gap, sem re-ignição do mesmo. Nos esquemas com gap único, um tempo de reinserção na faixa de 300 a 400 ms é utilizado para garantir a não ocorrência de re-ignição do arco no gap. Nos esquemas com gap duplo, o tempo de reinserção fica em torno dos 100 ms (36 graus a 1,0 Hz). Esta é a chamada reinserção rápida.

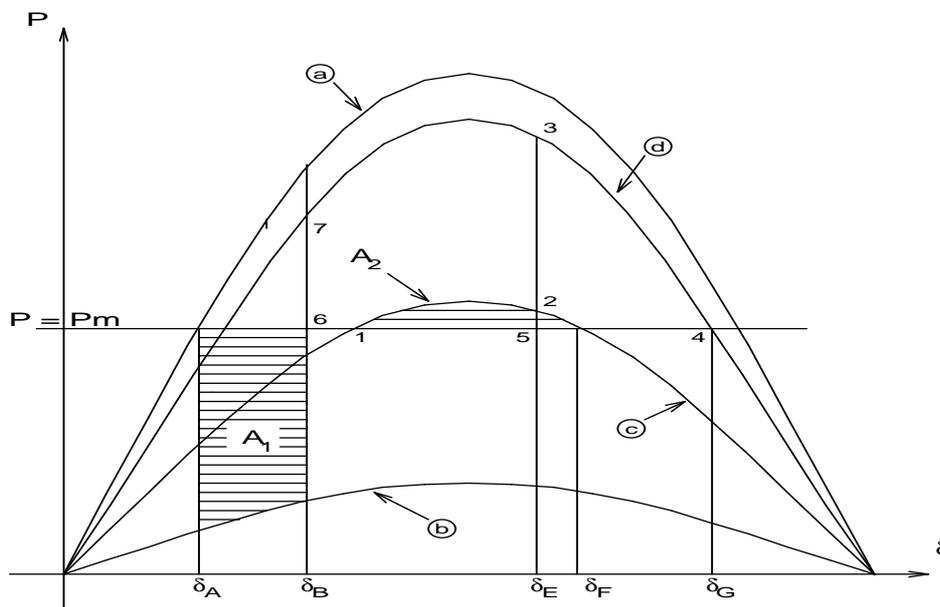
A área  $A_1$  na Figura 11 (entre a reta horizontal  $P = P_m$ , a curva (c) e os ângulos  $\delta_a$  e  $\delta_b$ ) é proporcional à energia cinética associada com a aceleração de rotor durante

**EFEITOS DA COMPENSAÇÃO SÉRIE SOBRE A OPERAÇÃO DOS SISTEMAS DE TRANSMISSÃO**

o período de curto, mas deve ser aumentada para incluir a componente pós-falta entre os pontos 6 e 1 para a qual ocorrerá ainda um aumento na velocidade de rotor.

A área  $A_2$  representa a frenagem do rotor após o curto-circuito assumindo a persistência do bypass pelo menos até o instante em que  $\delta = \delta_F$ . Neste caso vemos que a instabilidade é evidente, desde que  $A_2 < A_1$ . Por outro lado, se reinserção rápida do capacitor ocorre quando  $\delta = \delta_E$ , então a área  $A_2$  proporcional à frenagem do rotor será representada por 123451. Neste caso  $A_2 > A_1$  e a reinserção rápida será responsável pela estabilidade transitória.

No caso da reinserção relacionada à utilização dos varistores a óxido de zinco ser considerada instantânea, a margem de estabilidade será ainda maior e definida pela diferença entre a área de frenagem  $A_2$  (área 345673) e a área  $A_1$  (agora excluindo o trecho entre os pontos 6 e 1). A maior margem de estabilidade neste caso indica a possibilidade de operação com transferências de potência maiores que  $P = P_m$ , como na Figura 11.



**Figura 11 - Característica Potência – Ângulo do Sistema de Transmissão**

## **2.8 CAPACITOR SÉRIE CONTROLÁVEL**

Com a possibilidade de utilização de alguns recursos disponíveis na eletrônica de potência à área de sistemas de potência, surge o conceito da transmissão flexível em corrente alternada - FACTS (Flexible AC Transmission System) e que preconiza estender a característica de flexibilidade de controle dos sistemas de corrente contínua aos sistemas em corrente alternada. Esse conceito aplicado aos capacitores série deu origem ao denominado capacitor série controlável, ou TCSC (Thyristor Controlled Series Compensation), em oposição ao capacitor série fixo. Nos bancos de capacitores série controlados incorpora-se um reator em paralelo com os capacitores, sendo a corrente que flui por este ramo indutivo controlada por uma válvula de tiristores, o que resulta na variação da reatância equivalente do conjunto.

Três utilizações podem ser vislumbradas para esses bancos: o controle dos fluxos de potência, a proteção do conjunto turbo-gerador contra a ocorrência do fenômeno eletromecânico da ressonância subsíncrona e o amortecimento das oscilações eletromecânicas dos sistemas elétricos de potência.

### **2.8.1 EFEITO DA RESSONÂNCIA SUBSÍNCRONA E TRANSITÓRIOS**

Durante uma falta em linha com compensação série, podem ocorrer oscilações subsíncronas afetando o desempenho dos sistemas de proteção aplicados às linhas e outros equipamentos. Essa é uma condição ressonante que ocorre em qualquer circuito L-C, onde a frequência ressonante pode ser obtida por:

$$f_{ress} = 1/(2\pi\sqrt{LC}) = (\omega_0 / 2\pi)\sqrt{X_C / X_L} = f_0\sqrt{h_{BCS}} \quad (21)$$

Nesta expressão,  $f_{ress}$  é a frequência ressonante do sistema elétrico,  $f_0$  é a frequência fundamental,  $X_L$  é reatância indutiva da linha na frequência fundamental e  $X_C$  é a reatância capacitiva da linha na frequência fundamental associada ao banco de capacitores série. Da expressão referida, fica evidente que a frequência de oscilação é mais baixa que a frequência fundamental, já que o grau de compensação série é normalmente inferior a 1 e a reatância indutiva ainda incorpora a reatância série efetiva dos outros equipamentos em série com o sistema de transmissão. A frequência de ressonância é normalmente denominada frequência subsíncrona.

Quando um sistema de potência tem uma de suas frequências de ressonância excitada pelas perturbações de maior ou menor amplitude, isto induz correntes oscilantes na frequência elétrica  $f_e$  de estator de seus geradores, o que resulta no aparecimento de correntes no rotor nas frequências subsíncronas  $f_m = f_0 - f_e$  e supersíncronas  $f_m = f_0 + f_e$ . Estando a frequência subsíncrona muito próxima a um dos modos torcionais de oscilação do eixo mecânico de um determinado gerador eletricamente próximo, problemas de ressonância subsíncrona podem ocorrer, já que resultarão trocas de energia entre o sistema de potência e o sistema mecânico do conjunto turbo-gerador. Duas formas de interações entre o conjunto turbo-gerador e o sistema de potência podem ocorrer: auto-excitação e torques transitórios.

Em caso de curto-circuitos, oscilações transitórias de grande amplitude poderão surgir, podendo resultar ainda conjugados pulsantes perigosos; a ocorrência do processo rápido de curto-circuito do banco de capacitores série através da operação do MOV e/ou de centelhador, faz com que essas oscilações subsíncronas passem a existir somente após a reinserção do capacitor, aparecendo oscilações transitórias de menor intensidade caso o capacitor permaneça no circuito durante a falta.

Ressaltamos ainda que a probabilidade do fenômeno referido afetar o eixo de um gerador síncrono de pólos lisos, normalmente conectado a uma turbina térmica é bem maior do que no caso dos geradores de pólos salientes, amplamente utilizados no Brasil acoplados a turbinas hidráulicas. A considerar que as turbinas das máquinas térmicas possuem vários estágios de transformação de energia térmica em mecânica, resultando em um número maior de frequência de oscilações naturais no rotor do conjunto turbo-gerador.

## **2.9 EFEITO DA PRESENÇA DO BCS SOBRE O DESEMPENHO DA PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA**

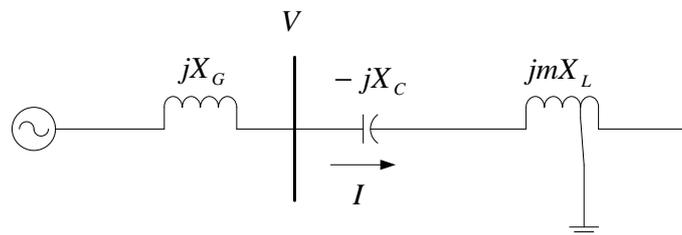
O sistema de transmissão e a proteção associada com banco de capacitores são afetados pelo posicionamento do banco de capacitores. O sistema de transmissão no tocante ao perfil de tensão ao longo de sua extensão e a proteção contra sobretensões do banco com relação ao nível de isolamento dos mesmos e a energia que absorvem durante o período de condução do MOV. Quando o banco de capacitores série fica situado na

## EFEITOS DA COMPENSAÇÃO SÉRIE SOBRE A OPERAÇÃO DOS SISTEMAS DE TRANSMISSÃO

subestação, resulta maior facilidade para os reparos executados pela equipe de manutenção e o pronto acesso à informação do potencial proveniente do lado da linha para aplicação aos relés de proteção.

Como relatado na literatura [8], a presença do capacitor série no loop de falta resulta em efeito de sobrealcance sobre a proteção de distância. Sabe-se que a posição da informação do potencial para o relé de distância para linhas com compensação série exerce grande influência no mesmo. Mas o porquê dessa influência?

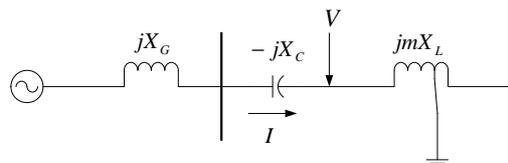
### 2.9.1 INFORMAÇÃO DE POTENCIAL A MONTANTE DO BCS



**Figura 12 - Sistema de Proteção com Informação de Potencial a montante do BCS**

A medida da impedância não será necessariamente indutiva para as faltas ao longo da linha. Se o sistema de transmissão é dotado de compensação série, a impedância equivalente resultante vista pelo sistema de proteção de distância será dada por  $Z_{eqv} = j(mX_L - X_C)$ . Dependendo da posição de uma falta ocorrendo após o BCS, pode resultar impedância equivalente negativa (“capacitiva”), se  $mX_L < X_C$ .  $m$  é um número fracionário representativo da posição da falta ao longo do sistema de transmissão. Dependendo do ponto de falta e/ou do posicionamento do BCS ao longo do sistema de transmissão, mesmo para curtos com o capacitor no loop de falta, pode resultar, também, uma impedância equivalente indutiva vista pelo sistema de proteção.

### 2.9.2 INFORMAÇÃO DE POTENCIAL A JUSANTE DO BCS



**Figura 13 - Sistema de Proteção com Informação de Potencial a jusante do BCS**

Se a falta ocorre no posicionamento indicado na Figura 13, não teremos a

**EFEITOS DA COMPENSAÇÃO SÉRIE SOBRE A OPERAÇÃO DOS SISTEMAS DE TRANSMISSÃO**

---

presença do capacitor e a impedância equivalente será indutiva.

Com o exposto nos itens 2.9.1 e 2.9.2, concluímos que a localização do sinal de potencial transmitido ao relé de distância tem efeito importante sobre o desempenho do sistema de proteção e que, normalmente, a compensação série fica alocada em subestação localizada em um dos extremos do sistema de transmissão. Já a localização do potencial do relé não tem efeito determinante sobre a medida da impedância quando o sistema de transmissão é dotado de compensação série localizada no meio da linha de transmissão.

### **3 DIFICULDADES PARA ATUAÇÃO DA PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA EM SISTEMAS COMPENSADOS**

A utilização da compensação série é um recurso técnico utilizado universalmente visando promover o aumento da capacidade de transferência de potência dos sistemas de transmissão em corrente alternada em longa distância. O objetivo básico da utilização dos bancos de capacitores série é cancelar parte da reatância indutiva da linha, essencialmente a grandeza responsável pela defasagem angular crescente entre as tensões em seus terminais com o aumento da potência ativa transmitida.

As principais vantagens associadas à aplicação da compensação série são amplamente conhecidas:

- a melhoria do perfil de tensão ao longo do sistema de transmissão
- a possibilidade de melhor divisão da transferência de potência ativa através de linhas paralelas
- a maior velocidade de retorno do investimento de capital em razão do possível aumento da potência transmitida
- o aumento resultante em ambos os limites de estabilidade de regime permanente e transitório.

A exploração das vantagens acima faz com que a utilização da compensação série seja uma realidade constatada especialmente em aplicações de transmissão em elevada potência e grandes distâncias, nas quais investimento pesado de capital se faz necessário. Essencialmente o problema está centrado na limitação técnica de transferência de potência respeitando-se o limite de estabilidade de regime permanente. Este limite é, naturalmente, associado aos níveis de corrente e tensão de transmissão escolhidos mas deve ser aplicado respeitando-se a distância máxima de transmissão em corrente alternada a 60 Hz e, ainda, a limitação associada às impedâncias equivalentes efetivas dos sistemas transmissores e receptores da potência ativa gerada. Nestas condições, freqüentemente os limites de estabilidade são excedidos ate sob condição de transferência de potência abaixo da capacidade térmica de transmissão de potência dos cabos. Nesta situação, a aplicação da compensação série se torna absolutamente

necessária.

A incorporação da compensação série traz, entretanto, alguns problemas de natureza técnica complexa que devem ser bem entendidos para que as soluções disponíveis sejam aplicadas de forma efetiva e econômica. Desta forma, a especificação dos capacitores deve obedecer algumas limitações para que as dificuldades a serem enfrentadas pelo sistema de proteção sejam minimizadas ou, pelo menos, reduzidas.

Uma das limitações a serem consideradas diz respeito ao grau de compensação série  $h_c$  a ser aplicado ao sistema de transmissão. O grau de compensação série é definido como a relação entre a reatância capacitiva total aplicada a uma determinada linha e a reatância indutiva associadas a seu comprimento total entre as estações emissora e receptora. A necessidade de utilização de graus maiores de compensação está intimamente relacionada ao comprimento do sistema de transmissão. Graus de compensação limitados ao nível de 70% tem sido observados. Apesar das dificuldades experimentadas pelos sistemas de proteção se apresentarem amplificadas com o aumento do grau de compensação, soluções efetivas têm sido apresentadas pelos fabricantes modernos dos relés digitais. Em razão destas soluções, as dificuldades referidas não têm impedido a utilização da compensação série em condições de transmissão em extra-alta-tensão e longas distâncias.

Neste capítulo, algumas destas dificuldades são apresentadas e discutidas.

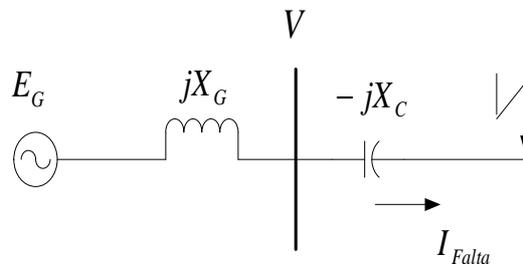
### **3.1 O PROBLEMA DA INVERSÃO DE CORRENTE DE CURTO-CIRCUITO**

A possibilidade de inversão da fase da corrente existe quando, por qualquer motivo, a impedância associada ao banco de capacitores série  $X_C$  supera a reatância indutiva da rede de transmissão  $X_G$  associada ao loop de falta em questão, ou seja, sempre que  $X_C$  for maior que  $X_G$  haverá inversão de corrente. A inversão de corrente é particularmente difícil para relés de distância aplicados a linhas compensadas por capacitores série, como descrito na Figura 14. A inversão da fase da corrente de falta na linha de transmissão ocorre em função da relação entre a impedância da fonte e a reatância do BCS. A inversão de corrente afeta desfavoravelmente a maioria das funções de proteção de linha, incluindo os esquemas de teleproteção, pois unidades de

distância e direcionais dos relés nas duas extremidades da linha, não veriam corretamente uma falta interna. Porém, quando a reatância do banco de capacitores série é maior que a reatância da fonte, é esperado que a corrente de curto-circuito seja elevada, sendo assim, é bastante provável a operação do gap. A operação do gap corrige a inversão, por retirar o capacitor do circuito, propiciando o correto funcionamento do sistema de proteção. Isso pode ocorrer para condições de faltas francas, com as correntes elevadas de falta assegurando o rápido by-pass que resulta no curto-circuito dos capacitores. Contudo, nos casos de faltas com altas resistências, a impedância de falta pode reduzir a corrente de falta abaixo do nível de by-pass.

Nos BCS com MOV a chance ocorrer inversão de corrente é reduzida, já que a reatância capacitiva equivalente é decrescente e a resistência equivalente é crescente com o aumento da corrente de curto-circuito.

A inversão de corrente pode ser evitada durante a fase de planejamento do sistema, desde que se atente para que a reatância capacitiva série nunca seja maior que a reatância equivalente da fonte atrás da compensação. Ainda como alternativa, pode-se realizar a divisão da compensação da linha em duas ou três partes distribuídas ao longo de seus dois terminais [17].



**Figura 14 - Inversão de Corrente em uma linha compensada**

$$\text{Se } X_G > X_C, \dot{I}_{Falta} = -j \frac{E_G}{(X_G - X_C)} \quad (22)$$

$$\text{Caso contrário, } I_{Falta} = j \frac{E_G}{(X_C - X_G)} \quad (23)$$

### 3.2 DIFICULDADES ASSOCIADAS À INVERSÃO DA TENSÃO DO LOOP DE FALTA

Quando da ocorrência da inversão de tensão, a tensão aplicada ao relé deveria ser deslocada de  $180^\circ$  para poder ser considerada na posição angular normal. Assim, uma simples função de distância projetada para trabalhar propriamente em sistemas indutivos, deverá sofrer um efeito adverso em seu desempenho devido à tensão invertida.

A ocorrência deste efeito depende da relação entre a impedância da LT até a falta e a reatância do banco de capacitores série (BCS). Haverá inversão de tensão sempre que  $X_C$  for maior que a parcela de reatância da linha até a falta ( $m \cdot X_L$ ). Nota-se que a inversão de tensão ocorre para faltas no trecho desde após o BCS até o ponto em que a parcela da reatância da linha é igual à reatância do BCS. Faltas neste trecho possuem correntes mais elevadas, o que aumenta a possibilidade de atuação do gap. De novo, a operação do gap corrige a inversão de tensão e nas linhas com MOV as ocasiões em que se observa à inversão é minimizada. As funções de proteção de linha podem ser preparadas, com relativa facilidade, para conviver com esta inversão [17].

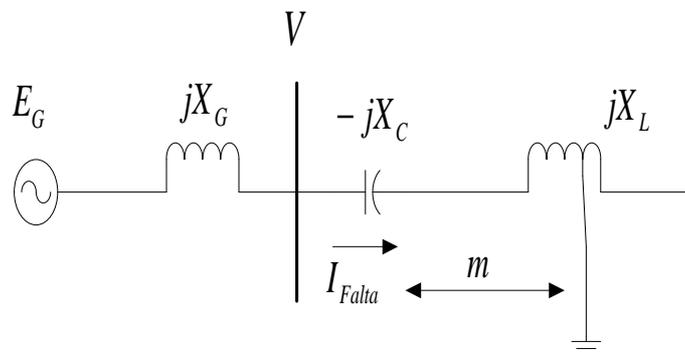


Figura 15 - Inversão de Tensão em uma linha compensada

Neste caso, a corrente de falta é dada por  $I_{Falta} = -j \frac{E_G}{(X_G + m X_L - X_C)}$ . O sinal de potencial aplicado à proteção será, então, dado por:  $V = j(m X_L - X_C) * I_{Falta}$ .

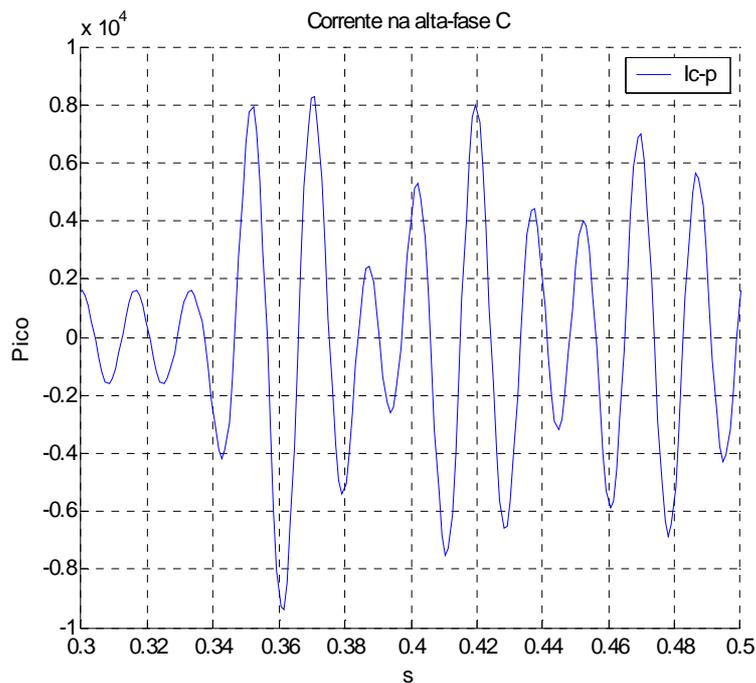
Logo:

$$V = \frac{E_G (m X_L - X_C)}{X_G + m X_L - X_C} \quad (24)$$

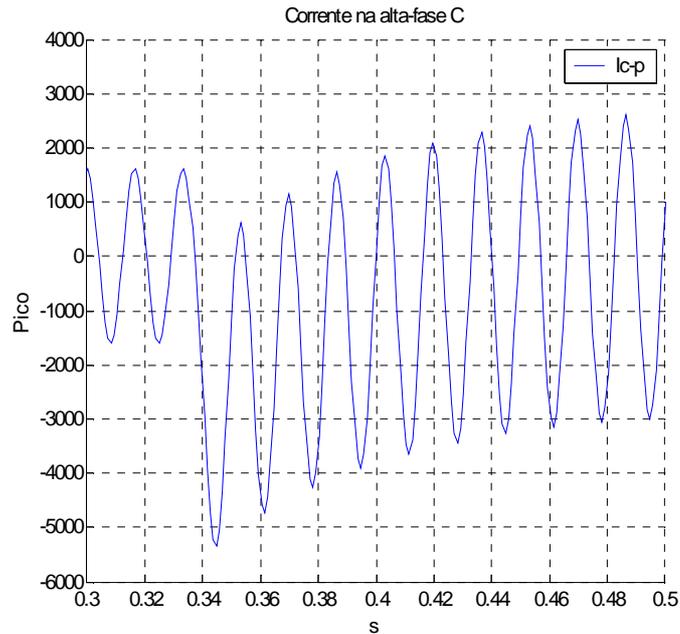
Na topologia utilizada para análise no presente trabalho, não ocorrerá o fenômeno de inversão de tensão, tão pouco a inversão de corrente. O sistema de proteção sob análise está localizado no barramento da subestação A.

### 3.3 A PRESENÇA DAS OSCILAÇÕES SUBSÍNCRONAS

As frequências subsíncronas são de difícil filtragem pelos filtros analógicos (Butterworth), conforme demonstrado na Figura 16. A presença da componente subsíncrona se manifesta com maiores amplitudes especialmente para defeitos após a compensação série, incluindo, portanto, o BCS dentro do loop de falta. Podemos verificar a presença da mesma alterando os valores de crista da forma de onda de corrente da componente fundamental a 60 Hz. A presença da compensação série resulta, ainda, na eliminação da componente CC unidirecional, já que os capacitores impedem, de forma efetiva, a passagem desta componente.



**Figura 16 - Curva de corrente através do banco de capacitores, sem a proteção com MOV, registrando-se a presença de componente de elevada amplitude e frequência subsíncrona, para curto após o BCS.**



**Figura 17 - Curva de corrente registrando-se a presença de componente unidirecional de amplitude elevada e ausência da componente subsíncrona. Curto aplicado antes dos terminais do BCS.**

### **3.4 NECESSIDADE DE REVISÃO DO FATOR DE COMPENSAÇÃO DE SEQUÊNCIA ZERO**

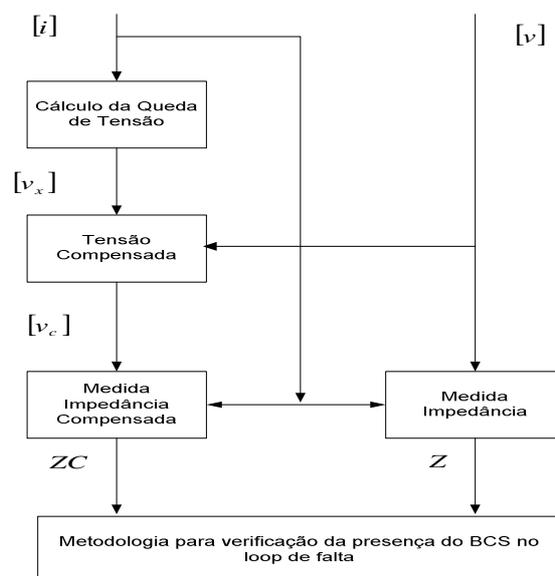
Um outro problema que ocorre em razão da presença da compensação série aplicada aos sistemas de transmissão diz respeito ao efeito da corrente de seqüência zero por ocasião da ação da proteção de distância, em caso de curtos monofásicos. Como o objetivo deste sistema de proteção é a determinação da impedância de seqüência positiva do loop de falta, há a necessidade, portanto, de se eliminar tal efeito de circulação da componente de seqüência zero da corrente de falta, durante o curto monofásico,

Como este efeito se manifesta sobre a tensão do loop de falta, ele precisa ser eliminado (efeito de correção), no que diz respeito à determinação da impedância de seqüência positiva do sistema de transmissão. Para isto, adiciona-se à corrente do loop de falta medida pelo sistema de proteção, uma fração da própria corrente de seqüência zero. Esta fração depende da relação entre as reatâncias de seqüência zero e de seqüência positiva da linha e independe do comprimento da linha, quando considerando sistemas de transmissão não compensados. A presença da compensação série, neste caso, resulta ou pode resultar em alteração sensível neste efeito corretivo. Soluções práticas tem sido empregadas com a incorporação de esquemas de polarização alternativos ao esquema tradicional, em que algum sobrealcance adicional é permitido ao

sistema de proteção e avaliado, normalmente, por simulações computacionais do desempenho do sistema elétrico e do sistema de proteção.

### **3.5 METODOLOGIA PARA CÁLCULO DA TENSÃO NOS TERMINAIS DO CAPACITOR SÉRIE**

A metodologia aplicada ao presente trabalho de mestrado é a mesma descrita em [15]. O objetivo é compensar para o efeito da compensação associada aos BCS's sobre a tensão do loop de falta para curtos após os capacitores e, assim, permitir eliminar o percentual de sobrealcance associado a este feito. A Figura 18 apresenta o diagrama proposto que ilustra o processo aplicado. A se considerar que a escolha do posicionamento da informação de potencial exerce influência importante na atuação do sistema de proteção. No presente trabalho, o BCS está localizado na estação B (ver o sistema elétrico analisado no capítulo 4) ao final da extensão do sistema elétrico. Consequentemente, não temos opção de escolha quanto ao posicionamento da medição de potencial. Assim, para faltas logo após a compensação série, ocorrerá redução da reatância equivalente dos 88 ohms da reatância linha para os 17,6 ohms que incorporam o efeito dos 80% de grau de compensação dos BCS's ( $88 - 2 \cdot 0,4 \cdot 88 = 17,6$ ), isto se o efeito da operação do varistor de óxido de zinco for desprezado.

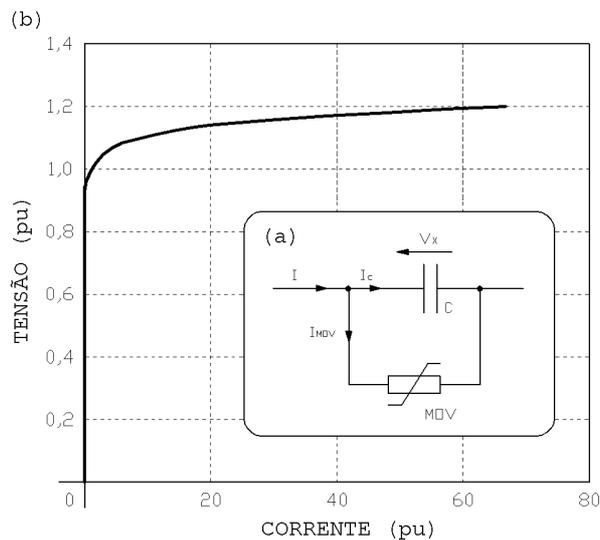


**Figura 18 - Diagrama de blocos de procedimento de cálculo das impedâncias do loop de falta, normal e compensada.**

A metodologia aplicada no presente trabalho para cálculo da queda de tensão nos capacitores do BCS localizado no barramento B é apresentada a seguir. Ela se

baseia na aquisição do sinal de corrente disponível pela proteção no barramento A (local de posicionamento do sistema de proteção) e na inferência da tensão sobre os capacitores localizados no barramento B (a 250 km de distância) a partir da integração numérica da corrente total que se divide entre os próprios capacitores e o varistor a óxido de zinco, este operando sob qualquer condição.

Assim, utilizamos os valores instantâneos da corrente  $[i]$  medida pelo relé de proteção localizado na subestação A e realizamos o cálculo da queda de tensão desenvolvida nos terminais do conjunto banco de capacitores série / varistor de óxido de zinco através da resolução de equação diferencial não linear pelo método de Gear.



**Figura 19 - Curva de corrente instantânea de condução do varistor de óxido de zinco em função da tensão instantânea em seus terminais**

A Figura 19(b) indica a relação entre tensão e corrente instantâneas nos terminais do resistor não linear. A tensão é indicada em pu na base da tensão de crista do MOV quando operando com corrente nominal (1154 A no presente caso) e a corrente indicada em pu na base da corrente de crista nominal

Inspecionando a Figura 19(a), temos a corrente  $[i]$  do sistema entrando no capacitor. Esta corrente é suposta a mesma da subestação A. A corrente que circula pelo varistor de óxido de zinco é aproximada pela equação  $i_{Mov} = P \cdot \left( \frac{v_x}{V_{Ref}} \right)^q$ , onde  $P$  e  $V_{Ref}$  são respectivamente, a corrente e a tensão de referência, enquanto  $q$  é o expoente da característica do varistor. A variável  $v_x$  é a queda de tensão no terminal do MOV.

Em conseqüência, podemos escrever:

$$C \frac{dv_x}{dt} + P \left( \frac{v_x}{V_{Ref}} \right)^q - i = 0 \quad (25)$$

Nesta equação diferencial, temos acesso a todas as constantes e às amostras de corrente obtidas da simulação do sistema de potência. Só a queda de tensão é desconhecida e é determinada por solução numérica da equação diferencial, discretizada pelo método de Gear.

A grande vantagem explorada no processo de solução por integração numérica foi a mudança da escala de corrente para uma faixa de valores pequenos, de forma que boa convergência numérica fica garantida logo a seguir quando o método de solução de Newton é utilizado. A experiência com a utilização deste método nas simulações realizadas no trabalho mostrou convergência ocorrendo em duas a três iterações.

Após o cálculo das quedas de tensão nas três fases, o algoritmo subtrai da tensão do barramento A ( $v$ ) a queda de tensão acima referida ( $v_x$ ), definindo, assim, a compensação de tensão, sempre que necessário. Na verdade, vamos dispor de duas tensões, a tensão não compensada  $v$  e a tensão compensada ( $v_{comp} = v - v_x$ ).

### **3.5.1 CÁLCULO DA QUEDA DE TENSÃO**

O conjunto banco de capacitor série e o varistor possuem disposição simétrica entre as fases. Não existindo acoplamento entre as mesmas, cada fase pode ser considerada individualmente.

Da aplicação da regra de diferenciação, e aplicando as substituições dos valores instantâneos de corrente e queda de tensão para valores discretos, dados por

$$i(t) \rightarrow i(n) \text{ e } v_x(t) \rightarrow v_x(n) \quad (26)$$

vem:

$$\frac{dv_x}{dt}(t) = D(3v_{x(n)} - 4v_{x(n-1)} + v_{x(n-2)}) \quad (27)$$

onde:

$$D = \frac{2\Pi f}{2\sqrt{(1 - \cos(\alpha))^4 + \left(2\text{sen}(\alpha) - \frac{1}{2}\text{sen}(2\alpha)\right)^2}} \quad (28)$$

e

$f$  é a frequência do sistema, no presente trabalho 60Hz,

$$\alpha = 2\pi f.T_s,$$

$T_s$  é o período de amostragem

$n$  é a ordem da amostra aquisitada.

Substituindo (26), (27) e (28) em (25), resulta a equação algébrica

$$F(x) = A_q x^q + A_1 x - A_0 = 0 \quad (29)$$

A ser resolvida para  $x = v_x(n)/V_{REF}$ , Nesta equação, temos ainda:

$$A_q = P \quad (30)$$

$$A_1 = 3DCV_{Ref} \quad (31)$$

$$A_0 = i(n) + \frac{A_1}{3V_{Ref}} (4v_{x(n-1)} - v_{x(n-2)}) \quad (32)$$

$x$ , indicado anteriormente, representa o valor em pu da queda de tensão  $v_x$  no instante amostrado e a equação (29) é solucionado para  $x$ .  $A_q$  e  $A_1$  são constantes dependentes dos parâmetros do MOV e a capacitância do capacitor série. O parâmetro  $A_0$  varia em função da amostra da corrente entrando no banco no passo presente e das duas amostras da queda de tensão nos dois passos anteriores. O método de Newton é então aplicado para solução da equação (29)

A forma (29) é numericamente eficiente para pequenos valores de  $A_0$ , enquanto

para valores mais altos, a variável  $x$  da equação é trocada por  $y$ , de forma que  $y = x^q$  e, então, obtém-se:

$$F(y) = A_q y + A_1 y^{\frac{1}{q}} - A_0 = 0 \quad (33)$$

Um determinado valor limite  $A_0^*$  é sugerido para a grandeza  $A_0$  indicada anteriormente para utilização na expressão (29). Este valor limite é dado pela expressão (34), a seguir.

$$A_0^* = A_q \left( \left( \frac{A_1}{qA_q} \right)^{\frac{1}{(q-1)}} \right)^q + A_1 \left( \left( \frac{A_1}{qA_q} \right)^{\frac{1}{(q-1)}} \right) \quad (34)$$

Este valor de  $A_0$  pode ser calculado a cada instante do processo de solução para a queda de tensão do MOV e a expressão de cálculo a ser utilizada será a expressão (29) se  $A_0 < A_0^*$ . Caso contrário, a expressão (33) deve ser utilizada.

A equação (29) é resolvida iterativamente pelo método de Newton pela aplicação do seguinte algoritmo:

$$x_{new} = x_{old} - \frac{A_q x_{old}^q + A_1 x_{old} - A_0}{qA_q x_{old}^{q-1} + A_1} \quad (35)$$

A equação (33) é resolvida pelo seguinte algoritmo:

$$y_{new} = y_{old} - \frac{A_q y_{old} + A_1 y_{old}^{\frac{1}{q}} - A_0}{A_q + \frac{A_1}{q} y_{old}^{\frac{1-q}{q}}} \quad (36)$$

Se a equação (35) está sendo utilizada, então a queda de tensão é calculada por:

$$v_{x(n)} = V_{Ref} \cdot x \quad (37)$$

Se a equação (9) está sendo utilizada, então a queda de tensão é calculada por:

$$v_{x(n)} = V_{Ref} \cdot y^{\frac{1}{q}} \quad (38)$$

**DIFICULDADES PARA ATUAÇÃO DA PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA EM SISTEMAS  
COMPENSADOS**

---

Sendo assim, o algoritmo para determinação da queda de tensão nos terminais do banco de capacitor série pode ser resumido da seguinte forma:

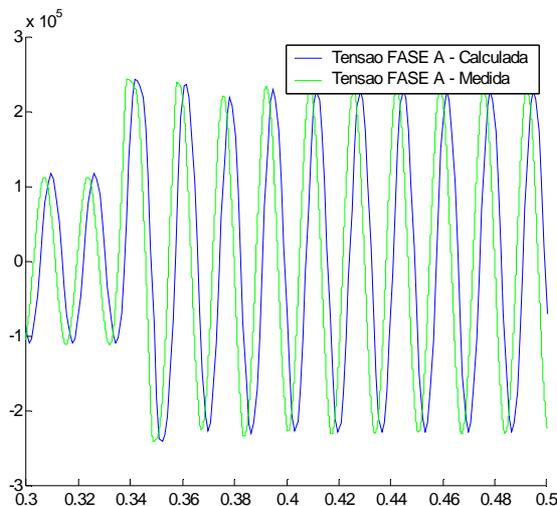
Calculam-se as constantes  $A_q$  e  $A_l$  e a constante  $A_0^*$  usando a equação (34);

Calcula-se  $A_0$ . Compara-se este valor com  $A_0^*$  para determinar o melhor algoritmo (equações 35 e 36), objetivando uma rápida convergência;

Se  $A_0 < A_0^*$  utilizamos a equação (35), caso contrário usamos a equação (36);

Aplicam-se as equações (37) e (38) para obtenção da solução final.

O algoritmo mostrou-se extremamente eficiente. Na Figura 20, a seguir, a queda de tensão  $v_x(n)$ , como calculada pelo algoritmo, e a queda de tensão medida nos terminais do MOV, para curto monofásico após os capacitores, a 10% da extensão da linha BC.

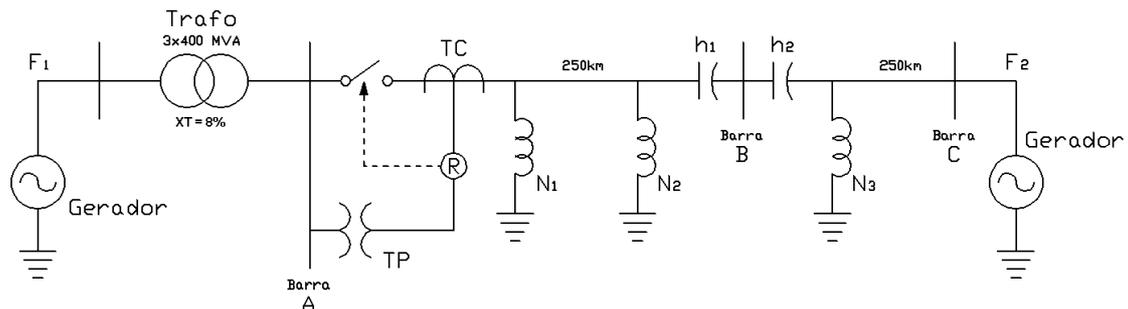


**Figura 20 - Queda de tensão no Varistor de Óxido de Zinco como calculada pelo algoritmo e pelo programa MATLAB**

De posse da queda de tensão no MOV, as tensões do loop de falta, compensada e não compensada, podem ser determinadas. Como anteriormente referido, o objetivo consiste em deixar à disposição estas duas tensões, para que o sistema de proteção decida qual utilizar. Esta decisão pode ser tomada facilmente se a informação da localização do defeito, antes ou após a compensação série, for disponibilizada prontamente.

## 4 TOPOLOGIA DO SISTEMA ELÉTRICO E ALGORITMOS DE PROTEÇÃO UTILIZADOS

No presente trabalho, a configuração do sistema elétrico utilizada para demonstração do desempenho do sistema de proteção compensado por capacitores série é indicada na Figura 21, abaixo. Todos os componentes do sistema de potência e do sistema de proteção foram modelados no programa MATLAB / SIMULINK.



**Figura 21 - Representação do sistema elétrico**

A modelagem de linha de transmissão é feita através de sua representação por parâmetros distribuídos em componentes de fase, com os parâmetros unitários sendo imputados em seus referenciais de seqüências positiva, negativa e zero. Desta forma, uma representação perfeitamente balanceada é assumida para o sistema de transmissão composto por dois circuitos singelos em 500 kV, 250 km cada. O sistema de proteção de distância analisado na presente dissertação é instalado no barramento A do circuito AB de transmissão. A compensação série do circuito AB de transmissão é indicada por  $h_1$  e representa 40% da reatância indutiva deste circuito. Da mesma forma, a compensação série do circuito BC aparece indicada por  $h_2$ , também representando 40% da reatância indutiva deste trecho. Ambas as compensações aparecem localizadas nas vizinhanças do barramento B. O desempenho do sistema de proteção localizado em B protege o sistema elétrico para curtos circuitos ao longo da linha AB. A preocupação para com curto-circuitos após os bancos de capacitores indicados por  $h_1$  e  $h_2$  reside no fato que a impedância vista pela proteção neste caso também recai em zona de proteção associada ao sistema de proteção localizado no barramento A.

## 4.1 CONFIGURAÇÃO E DADOS DO SISTEMA ELÉTRICO

### 4.1.1 TRANSFORMADOR DE CORRENTE

A modelagem do transformador de corrente (TC) indicado na Figura 22 deve reproduzir condição a mais real possível, representando a corrente do primário refletida ao secundário e objetivando o correto funcionamento do sistema de proteção. Quando da existência de falta no sistema elétrico de transmissão, os relés deverão ser sensibilizados corretamente, de forma que a falta seja eliminada o mais rápido possível.

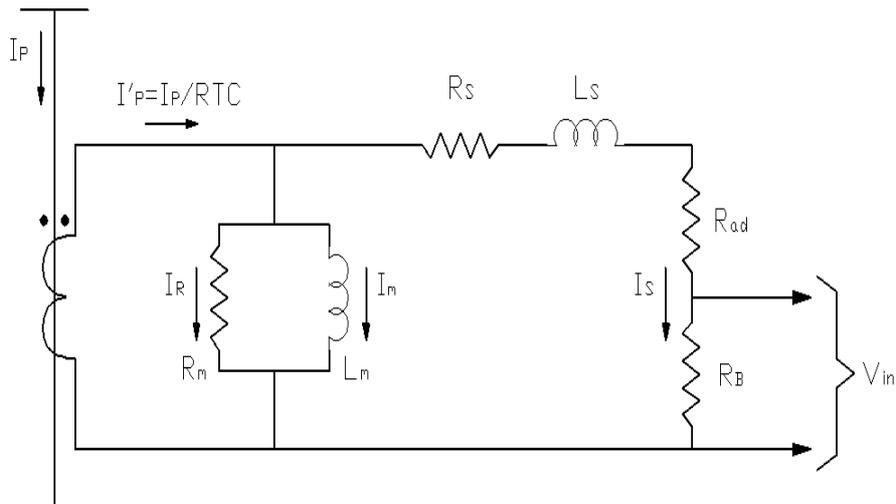
A má operação dos relés poderá resultar em perda de coordenação e seletividade do sistema de proteção, condição esta que deve ser evitada. A componente transitória unidirecional também pode resultar em má operação do sistema de proteção, em função dos efeitos de saturação do núcleo do transformador, acarretando formas de onda distorcidas e redução efetiva de sua corrente secundária. Uma especificação apropriada do TC pode reduzir sobremaneira as solicitações associadas ao processo de saturação de seu núcleo magnético.

Como dito, anteriormente, as elevadas correntes do primário deverão ser reproduzidas o mais fielmente no secundário. O transformador de corrente reduz a corrente, disponibilizando no secundário, para aplicação ao sistema de proteção e com níveis de isolamento compatíveis, amplitudes de corrente em torno do valor nominal de 5A, quando operando em condições normais.

O primário do transformador é ligado em série com o circuito a ser protegido. A tensão que se desenvolve nos terminais deste enrolamento pode ser considerada desprezível em relação a tensão do circuito ao qual o primário do transformador é conectado, uma vez que os valores de resistência  $R_p$  e reatância de dispersão  $X_p$  são bastante reduzidos. Sendo assim, a impedância do transformador, como vista do lado do enrolamento primário, pode ser desprezada, mesmo levando-se em consideração a carga do secundário.

A corrente do primário é essencialmente definida pelas condições de operação do sistema de potência e alta tensão, podendo ser considerada como imposta ao transformador de corrente. Sendo assim, não há necessidade da representação dos

parâmetros  $R_p$  e  $X_p$ .



**Figura 22 - Representação do Transformador de Corrente**

Os transformadores de corrente para aplicação em proteção deverão ser projetados para operarem com correntes muitas vezes maior que a corrente nominal, não devendo saturar no decorrer do período de falta e de atuação do sistema de proteção.

A saturação pode ser evitada com o aumento da seção do núcleo de ferro do transformador ou pela redução da carga conectada a seu enrolamento secundário. Com a modernização das subestações temos este ponto a favor, quando se processa a substituição de um relé eletromecânico por outro digital. A impedância deste é infinitamente menor comparado à daquele.

#### **4.1.2 TRANSFORMADOR DE POTENCIAL CAPACITIVO**

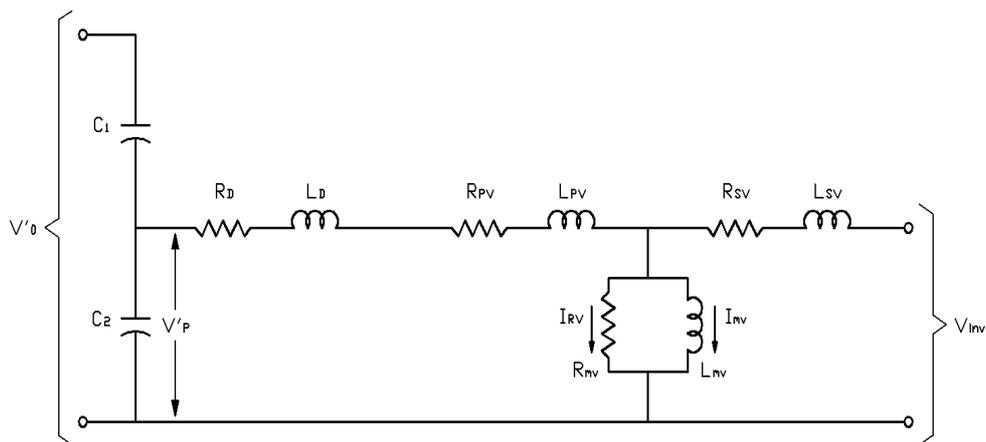
Os transformadores de potencial capacitivo são compostos pela unidade divisora capacitiva (divisor de potencial capacitivo) e pela unidade eletromagnética, com aplicação comum em linhas de transmissão de alta tensão, aplicação esta que requer velocidade de resposta, e ainda proteção segura.

Com o crescimento da velocidade de ação dos relés de proteção, a resposta do TPC para perturbações sistêmicas passou a ser de fundamental importância, em especial no seguimento aos curto-circuitos, condição em que o transformador pode vir a apresentar resposta transitória insatisfatória. Os relés microprocessados e de estado sólido, por sua vez, podem responder (atuar) durante este período transitório pois

possuem alta velocidade de operação e grande sensibilidade. A representação do TCP está indicada na Figura 23, abaixo.

Nas faltas, a queda de tensão pode não ser refletida imediatamente ao secundário do TPC devido aos elementos armazenadores de energia do mesmo. Como estes elementos levam um determinado tempo para mudar o seu estado, eles impõem uma determinada oscilação transitória à saída do TPC, ou seja, este não responde imediatamente de forma linear.

Este comportamento transitório inicial reduz a componente fundamental da tensão de falta, de forma que o decréscimo resultante na componente fundamental da tensão resulta no decréscimo da impedância calculada. Desta forma, o relé de proteção poderá atuar erradamente para faltas fora do trecho protegido. Se a falta for dentro do trecho protegido, isto é naturalmente tolerável.



**Figura 23 - Representação do Transformador de Potencial Capacitivo (TPC)**

#### **4.1.3 PARÂMETROS DAS FONTES DE TENSÃO**

Fonte 1 (conectada à esquerda do transformador ligado ao barramento A):

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

Fonte 2 (conectada à direita do barramento C):

500kV, 4000MVA , relação  $X / R = 15$

#### **4.1.4 LINHA DE TRANSMISSÃO**

Utilizamos o modelo de linha para 500 kV, com parâmetros distribuído e dois trechos em série, 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:  $7,751 \cdot 10^{-9} F / km$

#### **4.1.5 REATORES**

Reatores de linha nos trechos AB e BC (ver Figura 21):

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

no trecho BC: 150 MVAR do lado B.

#### **4.1.6 TRANSFORMADOR**

Transformador entre a fonte 1 e o barramento A (ver Figura 21):

3 x 400 MVA, X = 8,0 %

primário 13,8kV em delta,

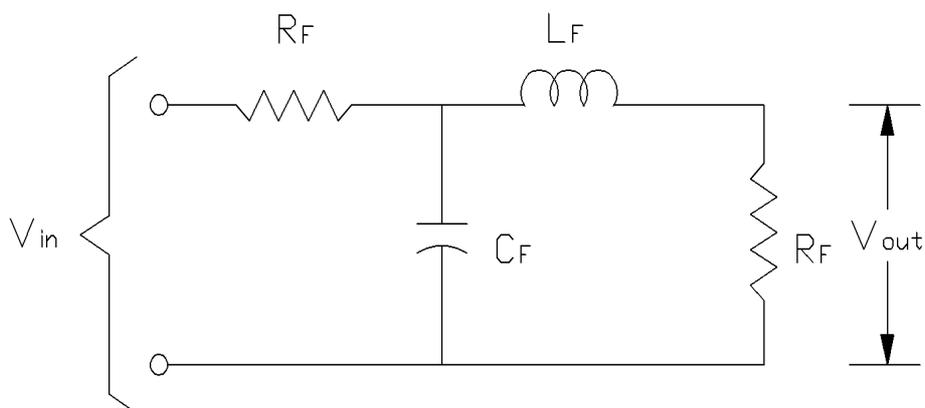
secundário 500 kV em estrela aterrado

#### **4.1.7 VARISTOR DE ÓXIDO DE ZINCO (MOV)**

Na presente dissertação utilizamos dois valores para a constante  $q$  da característica exponencial tensão – corrente do varistor de óxido de zinco (metal oxide varistor):  $q = 25$  e  $27$ , para tensões de nível protetivo 115 kV e 132,2 kV, respectivamente.

#### **4.1.8 FILTRO DE BUTTERWORTH**

O relé de distância, componente principal do sistema de proteção para linhas de transmissão, funciona medindo a impedância do mesmo ao ponto de falta. Nos relés de distância digitais, a impedância vista pelo relé é calculada pela divisão da amplitude da componente fundamental do sinal de tensão pela amplitude da componente fundamental da corrente. Quando ocorre a falta, há uma imediata mudança nos valores de corrente e da tensão de regime permanente, provocando o aparecimento de componentes de alta frequência tanto no sinal de corrente quanto no sinal de tensão. A componente de alta frequência presente nas formas de onda de corrente e tensão pode causar um mau funcionamento dos algoritmos de proteção de distância baseado na componente fundamental a 60 Hz. No relé de distância baseado na medida da impedância, a precisão do cálculo é dependente de como as componentes fundamentais de tensão e corrente são extraídas e, ainda, de como as componentes não desejáveis são eliminadas. O processo de amostragem e extração da componente fundamental envolve o processo de filtragem dos sinais, por eliminação das componentes de alta frequência.



**Figura 24 - Representação do filtro de 2ª ordem de Butterworth**

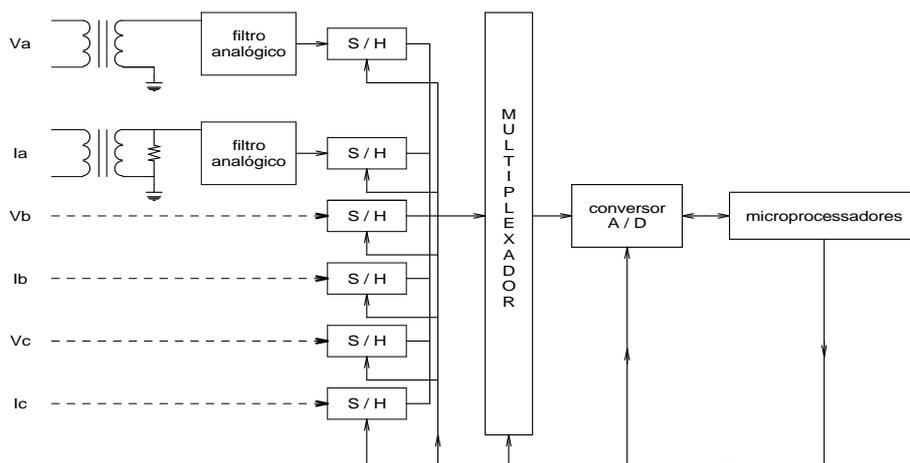
O filtro de Butterworth indicado na Figura 24 acima tem por finalidade realizar a filtragem das altas frequências, assim como evitar o erro de aliasing. O filtro pode ser

passivo, consistindo exclusivamente de resistores e capacitores, ou ativo usando amplificadores operacionais. O filtro utilizado neste trabalho é um filtro de 2ª ordem.

A definição da taxa de amostragem no processamento digital foi realizada de forma a evitar o erro de aliasing a 60 Hz no processo de conversão A/D, através da correta definição da característica de atenuação do filtro referido na frequência de amostragem.

#### **4.2 PROCESSAMENTO DIGITAL DOS SINAIS DE CORRENTE E TENSÃO**

Sabemos que a qualidade de resposta de operação dos relés digitais depende intimamente das características do processo de filtragem da tensão e corrente, conforme é ilustrado pela Figura abaixo



**Figura 25 - Hardware Padrão de Processamento Analógico / Digital do Sistema de Proteção**

O modelo indicado na Figura 25 é o hardware padrão para um sistema de proteção digital. Os sinais de tensão e corrente passam pelo filtro de Butterworth de segunda ordem, cuja finalidade está descrita no item 4.1.8. A verificação da frequência de amostragem selecionada foi feita considerando-se o "teorema de Nyquist". Este diz que a frequência de amostragem deve ser igual, ou maior, a duas vezes a maior frequência contida no sinal analógico, visando evitar o erro de aliasing.

Após o processamento do sinal através deste filtro, temos o procedimento 'sample-and-hold' responsável pela amostragem e o armazenamento das amostras, enviando-as, posteriormente, para o elemento multiplexador. A multiplexação é feita

com o objetivo de utilização de somente um conversor analógico/digital, mas com vários canais de entrada. Com esta disposição, há economia em termos de custo de hardware, já que o conversor A/D é o componente mais caro do processo de conversão.

Finalmente o conversor A/D converte os sinais analógicos de corrente e tensão em suas representações digitais. Assim, os microprocessadores estão prontos para acolherem a implementação dos algoritmos de proteção.

#### **4.2.1 ALGORITMOS DE PROTEÇÃO**

No presente trabalho utilizamos o algoritmo de Fourier de ciclo completo e o algoritmo coseno de ciclo completo para extração da componente fundamental e cálculo da impedância vista pelo sistema de proteção. O algoritmo coseno de ciclo completo apresentou melhor desempenho nas simulações realizadas, quando comparado ao algoritmo de Fourier.

##### *4.2.1.1 Algoritmo de Fourier*

As formas de onda de tensão e corrente são consideradas como funções periódicas no tempo, razão pela qual podem ser expandidas em Série de Fourier. Usando a tensão como exemplo, temos:

$$v(t) = \frac{a_0}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} a_n \cos n\omega_0 t + \sum_{n=1}^{\infty} b_n \sin n\omega_0 t \quad (39)$$

$$a_n = \frac{2}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} v(t) \cos n\omega_0 t dt, n = 0,1,\dots \quad (40)$$

$$b_n = \frac{2}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} v(t) \sin n\omega_0 t dt, n = 0,1,\dots \quad (41)$$

onde  $\omega_0$  é a frequência angular da componente fundamental e  $T$  é o período do sinal.

Fazendo  $n=1$  nas equações 1 e 2, obtemos a componente fundamental do sinal  $v(t)$ .

No trabalho foram utilizadas 16 amostras por ciclo. Depois de 1 ciclo de armazenamento das amostras indicadas nas expressões (40) e (41) acima, adquiridas no período de curto-circuito no sistema de potência, pode-se iniciar a avaliação da impedância vista pelo sistema de proteção de distância no plano RX.

Através da série de Fourier avaliamos, duas componentes  $V_x$  e  $V_y$ , que representam as partes real e imaginária do fasor representativo da componente fundamental do sinal. Estas componentes são determinadas através das expressões (42) e (43), a seguir:

$$V_x = a_n = \frac{2}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} v(t) \cos \omega_0 t dt \quad (42)$$

$$V_y = b_n = \frac{2}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} v(t) \sin \omega_0 t dt \quad (43)$$

A amplitude e a fase da componente fundamental do sinal são calculados através das expressões (44) e (45):

$$V_1 = ((V_x)^2 + (V_y)^2)^{\frac{1}{2}} \quad (44)$$

$$\theta_v = a \tan(-V_y / V_x) \quad (45)$$

O mesmo procedimento se aplica na avaliação da componente fundamental do sinal de corrente.

#### 4.2.1.2 Algoritmo Coseno

O algoritmo Coseno nada mais é que uma variação do algoritmo de Fourier, no qual o processamento das amostras indicado pela expressão (43), no que diz respeito à parte imaginária do fasor tensão ou corrente, é implementado com um recuo relativo a 4 amostras na janela de observação, ou seja, com uma defasagem de 90 graus quando considerando a taxa de amostragem de 16 (dezesesseis) pontos por ciclo.

### 4.3 ALGORITMO BASEADO NA TRANSFORMADA DISCRETA DE FOURIER

A metodologia implementada para verificação da presença do capacitor no loop falta foi a Transformada Finita de Fourier, cuja formulação, em sua versão discreta, é indicada abaixo.

$$v_{2n}(j\omega) = \int_{-\infty}^{+\infty} v_2(t)e^{-j\omega t} dt = \int_{T_1}^{T_2} v(t)e^{-j\omega t} dt = \frac{\Delta t}{2} \left[ W_n v_n + W_{n+N} v_{n+N} + \sum_{m=1}^{N-1} 2W_{n+m} v_{n+m} \right] \quad (46)$$

$$i_{2n}(j\omega) = \int_{T_1}^{T_2} i(t)e^{-j\omega t} dt + \frac{\tau}{1+j\omega\tau} \left[ i(T_2)e^{-j\omega T_2} - i(T_1)e^{-j\omega T_1} \right] \quad (47)$$

$$i_{2n}(j\omega) = \frac{\Delta t}{2} \left[ W_n v_n + W_{n+N} v_{n+N} + \sum_{m=1}^{N-1} 2W_{n+m} v_{n+m} \right] + \frac{\tau}{1+j\omega\tau}$$

$$\tau = \frac{L}{R} \quad (48)$$

Calculando, aproximadamente, a reatância total do circuito da Figura 21, temos:

(Reatância indutiva total da fonte 1 + reatância do transformador elevador + 2 \* reatância de cada circuitos de transmissão + reatância da fonte 2) =

$$X_{TOTAL} = (1/6 + 0,08 * 1000/1200 + 2 * 0,9337 * 120 * \pi * 250/250 + 1/4) * 250$$

$$X_{TOTAL} = 296,83\Omega$$

$$\text{Reatância capacitiva } X_C = 0,4 \cdot 2 \cdot 88 = 70,4\Omega$$

A frequência de ressonância do circuito é

$$\omega = \sqrt{\frac{X_C}{X_{Circ}}} \cdot \omega_s = \sqrt{\frac{70,4}{296,83}} \cdot 60 = 29,22 \text{ Hz}$$

Para qualquer curto circuito envolvendo parcela da indutância total da rede e toda a capacitância acima referida, teremos uma frequência de oscilação superior a 29,22 Hz ou mesmo a 30 Hz. Por esta razão, a avaliação da impedância do loop de falta através da Transformada de Fourier acima foi feita na frequência de 30 Hz. Dado que a frequência fundamental é 60Hz, a escolha de um sub-múltiplo inteiro da frequência fundamental facilita o procedimento computacional dado pela expressão (47).  $\tau$  na

expressão (48) representa a constante de tempo do circuito envolvido no loop de falta e pode ser expressa em função da indutância unitária ( $H / km$ ) e resistência unitária ( $\Omega / km$ ) do circuito de transmissão.

## **5 APRESENTAÇÃO E COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS**

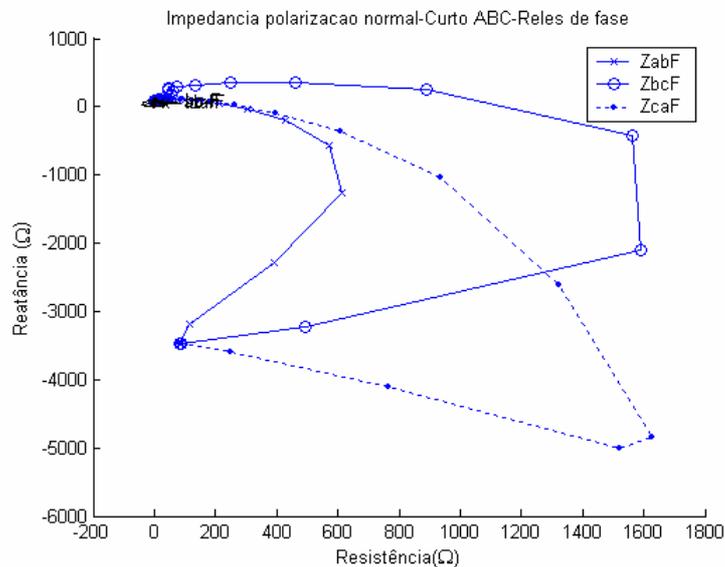
Como citado no item 4.2.1, os algoritmos de proteção para os relés de distância, utilizados no presente trabalho foram o Fourier de Ciclo Completo e Coseno de Ciclo Completo. Inicialmente apresentaremos os casos com carga de 0 MW e que representam a situação de referência normalmente analisada pelos engenheiros de proteção. Esta condição visa minimizar o efeito da corrente de carga que continua a fluir nas outras fases durante a falta. Mostraremos a representação no plano R-X para a impedância compensada obtida a partir da subtração da tensão desenvolvida nos terminais do banco de capacitores da tensão do barramento e para a impedância definida normalmente pela malha de falta, sem a utilização da técnica de compensação. Ambas as polarizações convencional e cruzada serão aplicadas durante a análise dos curtos BCT, BC e AT.

Analisaremos também os méritos da metodologia proposta para consideração do efeito dos capacitores série no loop de falta. Os curtos aplicados não consideram, a princípio, o efeito da resistência de falta.

### **5.1 CURTOS TRIFÁSICOS A 100% DA LINHA DE TRANSMISSÃO AB**

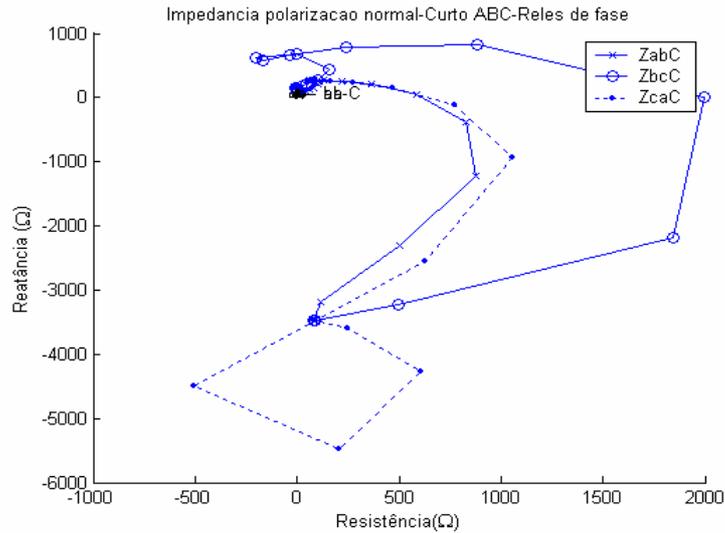
As Figuras 26 e 27 apresentam a trajetória da impedância vista pelos relés de fase AB, BC e CA, localizados no barramento A e olhando na direção AB, na transição desde a condição pré-falta para a condição de curto trifásico final. Na condição pré-falta, considera-se carregamento nulo do sistema de transmissão. A Figura 26 se refere à utilização do algoritmo tradicional de Fourier, enquanto a Figura 27 ao algoritmo coseno. O algoritmo coseno é uma versão modificada do próprio algoritmo de Fourier, como indicado no capítulo 4. Todas as simulações foram realizadas por um período pré-falta de 20 ciclos para obtenção da condição de regime permanente pré-falta do sistema de potência e do sistema de proteção e um período de aplicação de falta de duração 10 ciclos, para observação do desempenho do sistema de proteção de distância. O carregamento nulo considerado nas simulações foi obtido pelo defasamento de  $-30$  graus aplicado à fonte de tensão representada antes do transformador à esquerda da subestação A (ver Figura 21 do capítulo 4) em relação à fonte de tensão ao final da transmissão, à direita do barramento C. Este atraso de fase de 30 graus compensa para a

defasagem natural da ligação delta – estrela assumida (+30 graus) para o transformador referido. A inspeção desta figuras mostra a convergência da operação da proteção de todos os três relés de fase para o ponto representativo da falta. As escalas maiores destes gráficos permite observar a transição do ponto representativo da operação pré-falta com alta impedância equivalente inicial e capacitiva, associada à operação com potência reativa circulando do sistema de transmissão em direção ao barramento de localização da proteção (barramento A), para a condição de impedância bem menor, da ordem de 88 ohms, de seqüência positiva do sistema de transmissão. Observamos a tendência à operação dos três relés de fase referidos. O curto foi aplicado a 100% da linha AB (ponto B), antes da compensação série.

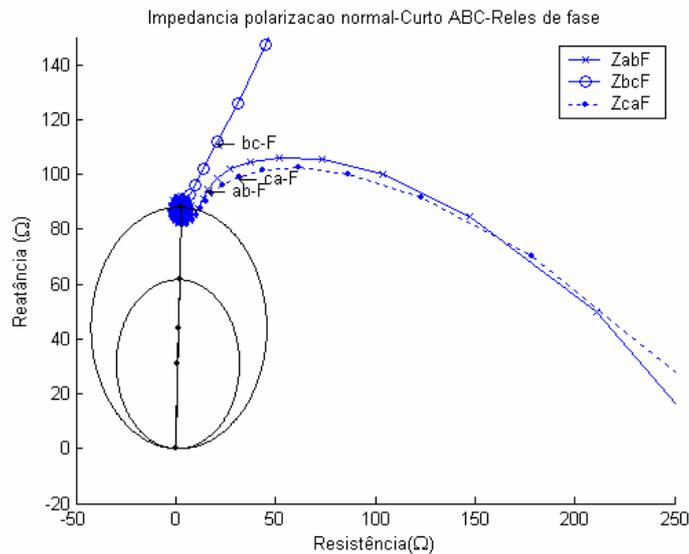


**Figura 26 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase (Fourier) para curto trifásico no ponto B, antes da compensação série.**

As Figuras 28 e 29 são uma repetição das Figuras 26 e 27, em escala menor e incorporando o ponto (0, 0) como sendo o ponto de localização da proteção, com a indicação de um círculo mho representativo da possível operação da proteção de distância. Os pontos indicados sobre as curvas com a indicação ab-F, bc-F e ca-F na Figura 28 representam a resposta dos algoritmos de proteção um ciclo após a ocorrência do curto trifásico e indicam, portanto, possibilidade de atuação rápida da proteção, com tempo apenas um pouco superior a um ciclo.

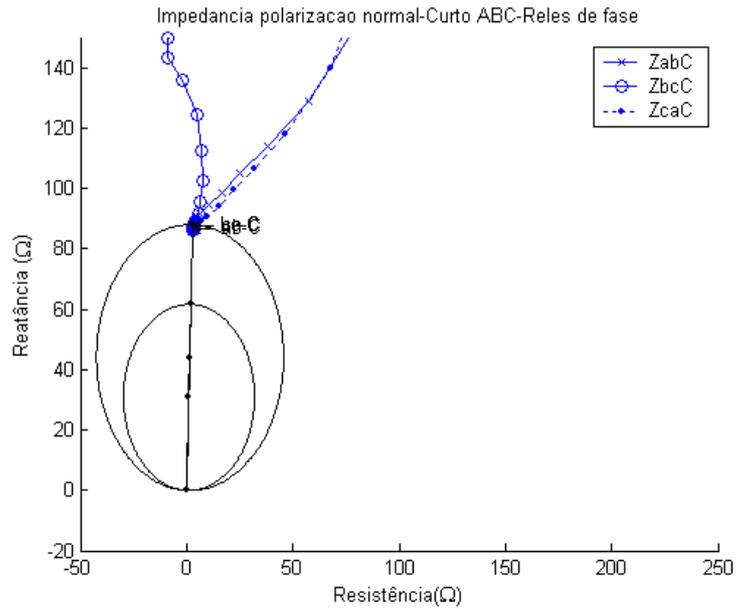


**Figura 27 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase (Coseno) para curto trifásico no ponto B, antes da compensação série.**

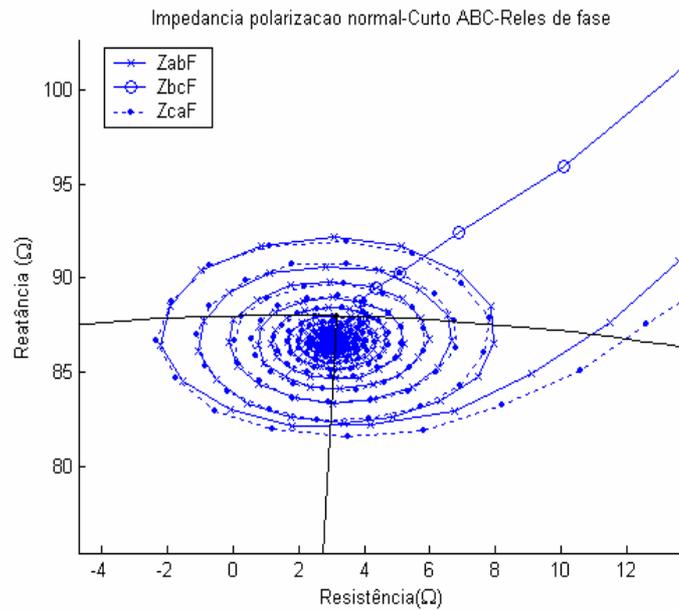


**Figura 28 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase (Fourier) para curto trifásico no ponto B, antes da compensação série, com indicação de característica MHO para 100% do comprimento da linha.**

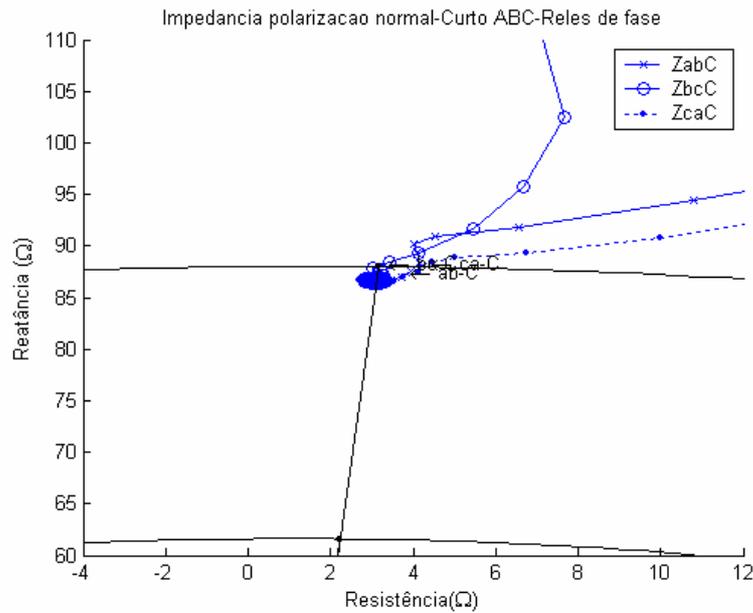
Na Figura 29 pode-se observar, pela indicação ab-C, bc-C, e ca-C (sobrepostos) que a resposta do algoritmo Coseno já se encontra dentro do círculo um ciclo após a ocorrência da falta. Nas Figuras 30 e 31, em escala ainda mais expandida, observa-se que a resposta do algoritmo de Fourier é bastante oscilatória na presença de nível CC (componente unidirecional), enquanto que a do algoritmo coseno tende a ser mais precisa. Isto ocorre em razão do comportamento do algoritmo coseno de rejeição bem maior às frequências muito baixas próximas à frequência zero. A partir da Figura 32, apenas a resposta do sistema de proteção de distância com o algoritmo Coseno é considerada.



**Figura 29 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase (Coseno) para curto trifásico no ponto B, antes da compensação série, com indicação de característica MHO para 100% do comprimento da linha.**

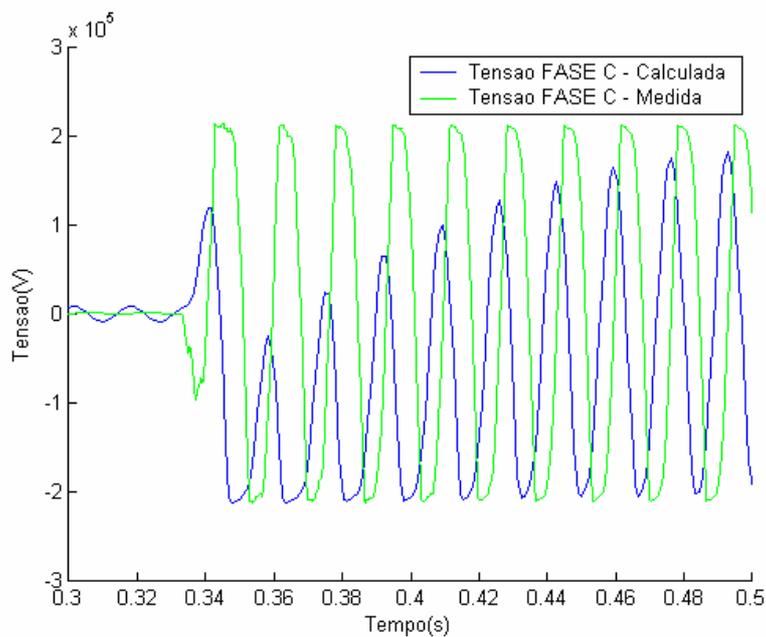


**Figura 30 - Repetição da Figura 28, com escala ainda mais expandida (Fourier)**



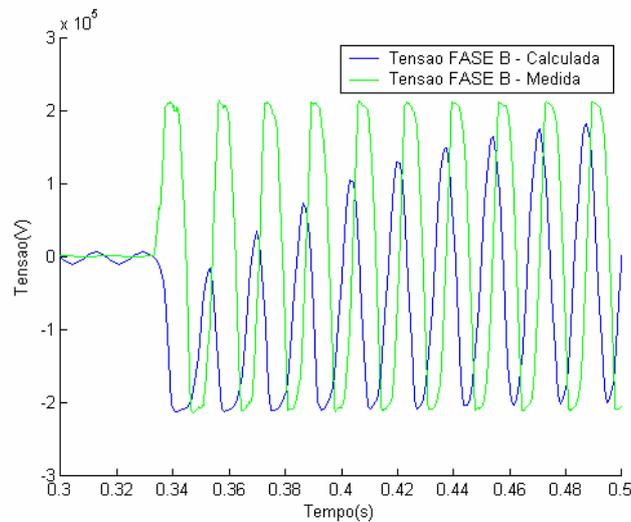
**Figura 31 - Repetição da Figura 29, com escala ainda mais expandida (Coseno)**

Os resultados do efeito da aplicação do algoritmo de integração numérica para previsão da queda de tensão nos terminais do conjunto BCS - MOV são apresentados nas Figuras 32 a 34, respectivamente para as fases c, b e a. Duas curvas são apresentadas, uma derivada pelo programa MATLAB a partir da simulação global do sistema de transmissão e a outra a partir do algoritmo referido que integra a corrente que passa pelos transformadores de corrente da proteção localizada no barramento A.

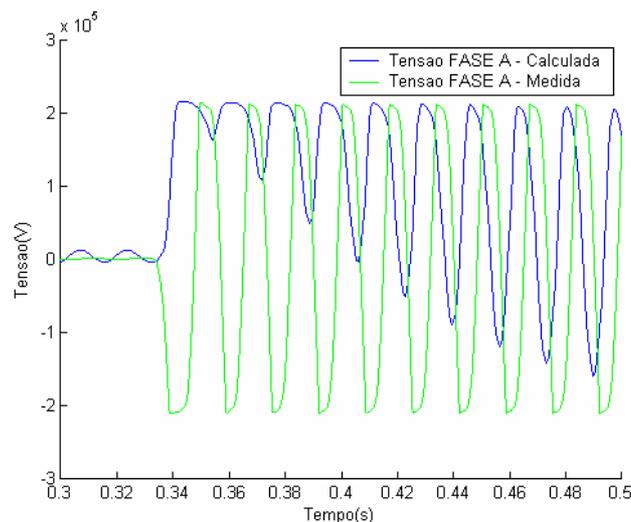


**Figura 32 - Queda de tensão nos terminais da compensação série como calculada pelo algoritmo e como 'medida' pelo programa MATLAB (Fase C)**

Neste caso em que o curto é aplicado ao ponto B, o algoritmo não pode, portanto, representar o valor efetivo da queda de tensão nos terminais de cada fase dos capacitores porque para qualquer curto-circuito antes da compensação série, a corrente nestes capacitores é alimentada pela fonte localizada no ponto C (fonte 2) e não pela fonte localizada à montante do sistema de proteção (fonte 1). Portanto, os sinais apresentados nestas curvas não se correspondem e são mostrados apenas para visualização e não para comparação.



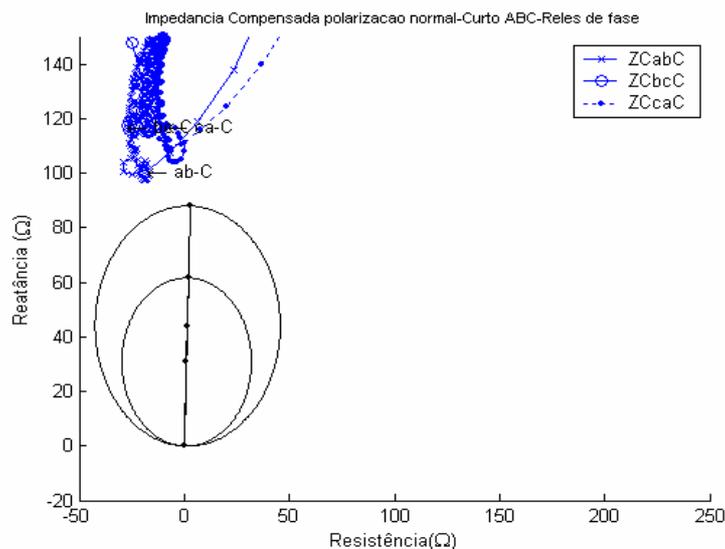
**Figura 33 - Queda de tensão nos terminais da compensação série como calculada pelo algoritmo e como 'medida' pelo programa MATLAB (Fase B)**



**Figura 34 - Queda de tensão nos terminais da compensação série como calculada pelo algoritmo e como 'medida' pelo programa MATLAB (Fase A)**

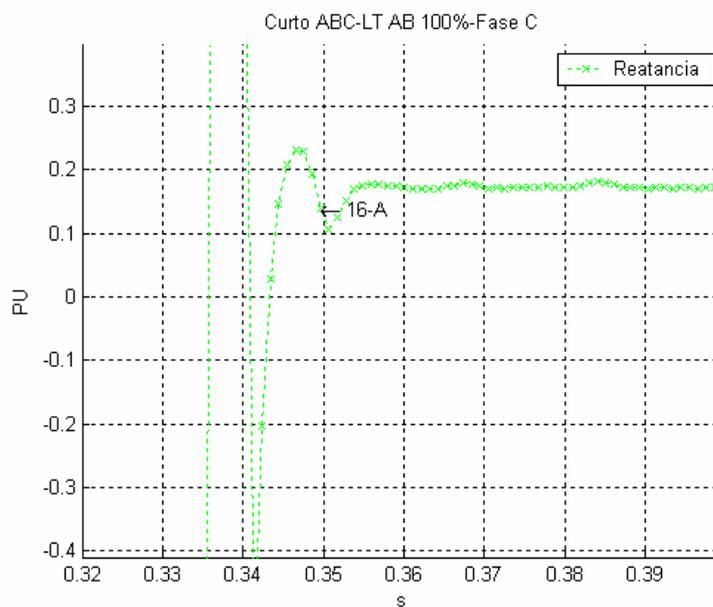
Na Figura 35 são indicadas as impedâncias vistas pelo sistema de proteção de distâncias no plano R-X (relés de fase AB, BC e CA), quando incorporando ao cálculo

da tensão do loop de falta o efeito das quedas de tensão indicadas nas Figuras 32 a 34 (tensão compensada do loop de falta). Para a condição de falta aplicada antes do capacitor, naturalmente que a tensão a ser observada pelo sistema de proteção deve ser a tensão normal do loop de falta ou seja, a que não inclui o efeito da queda de tensão na compensação série, enquanto que para faltas após a compensação série, a tensão a ser considerada para definição da resposta do sistema de proteção deve a tensão compensada do loop de falta). Desta forma, o objetivo a ser perseguido é o de se definir algum método expedito que possa reconhecer precisamente e rapidamente (em tempo da ordem de um ciclo após o defeito) o posicionamento correto da falta, ou antes ou após a compensação série, para que a tensão do loop de falta a ser considerada seja a compensada ou a normal. Vemos, na Figura 35, que o ponto de convergência da resposta dos algoritmos ao incorporar, de forma imprópria, uma queda de tensão de polaridade invertida nos capacitores série, se afasta da região de operação do relé mho, ao invés de se dirigir para o interior da região de operação do relé mho, como ocorre normalmente quando se considera o efeito das reatância capacitiva da compensação. Em razão de a tensão compensada do loop de faltas não refletir corretamente o efeito da queda de tensão referida para defeitos na linha AB, antes dos capacitores, os resultados das simulações executadas para os demais casos de falta (fase-terra, fase-fase e fase-fase-terra) não serão mostrados. A resposta correta está, naturalmente, associada às Figuras 26 a 31.



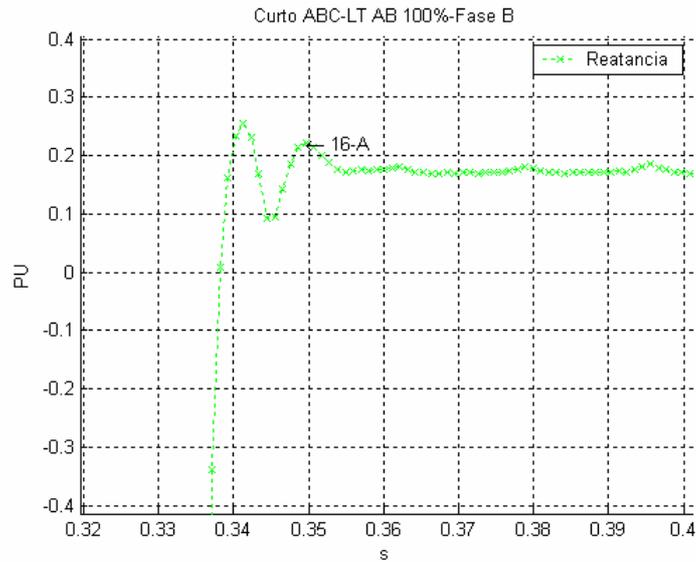
**Figura 35 - Trajetória no plano R – X da impedância compensada vista pelos relés de fase (Coseno) , para curto trifásico no ponto B, antes da compensação série – Polarização normal de seqüência positiva**

Como discutido anteriormente, a metodologia discutida no presente-trabalho consiste em deixar à disposição as duas tensões do loop de falta, a compensada e a não compensada, para que o sistema de proteção decida qual utilizar. Esta decisão pode ser tomada facilmente se a informação da localização do defeito, antes ou após a compensação série estiver disponível em tempo hábil. As Figuras 36 a 38 apresentam os resultados de cálculo da reatância da linha de transmissão pelo algoritmo da Transformada Finita de Fourier para a frequência de 30Hz para cada uma das três fases, utilizando as mesmas grandezas vistas pelos relés de terra. As reatâncias obtidas estão indicadas em pu na base de 250Ω, mas devem ser convertidas para a base de 60Hz.

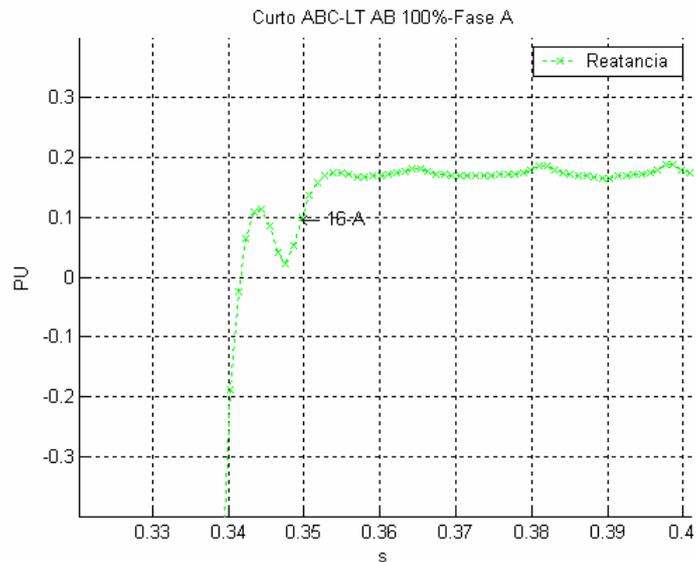


**Figura 36 - Resposta do algoritmo da Transformada de Fourier para a reatância vista pelo relé de fase C durante a ocorrência de curto trifásico a 100% da linha AB, antes da compensação série.**

Assim, considerando um valor estimado de convergência das três curvas nas Figuras 36 a 38 para 0,173 pu e convertendo para ohms, obtemos:  $0,173 * (60 / 30) * 250 = 86,5$  ohms. Este valor está bem próximo aos 88 ohms de impedância total da linha AB. Vemos ainda nas três figuras que 1(um) ciclo após a falta o algoritmo da Transformada praticamente convergiu para o valor esperado da impedância de falta (antes da compensação). A aplicação desta transformada, com algoritmo formulado para a hipótese de loop de falta de natureza resistivo – indutivo, consegue fornecer a resposta desejada (a reatância do loop de falta) um ciclo e meio após a ocorrência do defeito.



**Figura 37 - Resposta do algoritmo da Transformada de Fourier para a reatância vista pelo relé de fase A durante a ocorrência de curto trifásico a 100% da linha AB, antes da compensação série.**

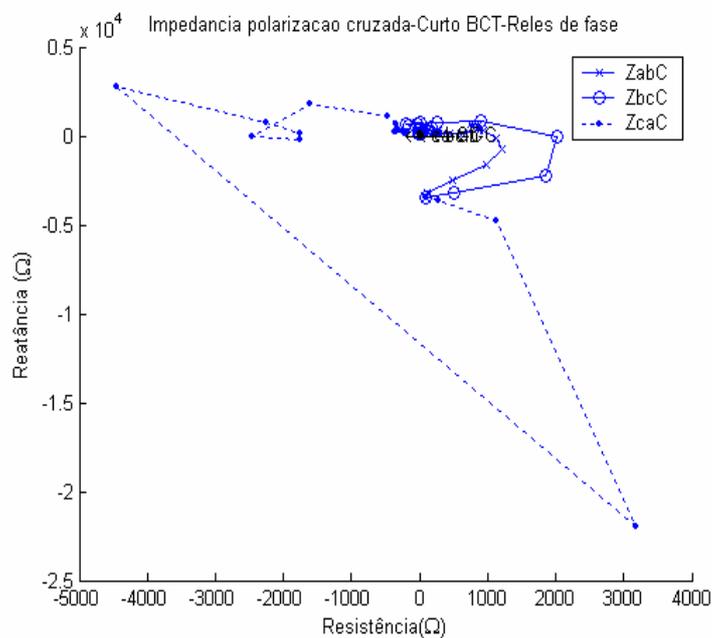


**Figura 38 - Resposta do algoritmo da Transformada de Fourier para a reatância vista pelo relé de fase B durante a ocorrência de curto trifásico a 100% da linha AB, antes da compensação série.**

Um ciclo após a ocorrência da falta, a janela do algoritmo Coseno já adquiriu as primeiras 16 amostras do período de falta. Este instante está indicado indicamos no gráfico por 16A (16 amostras).

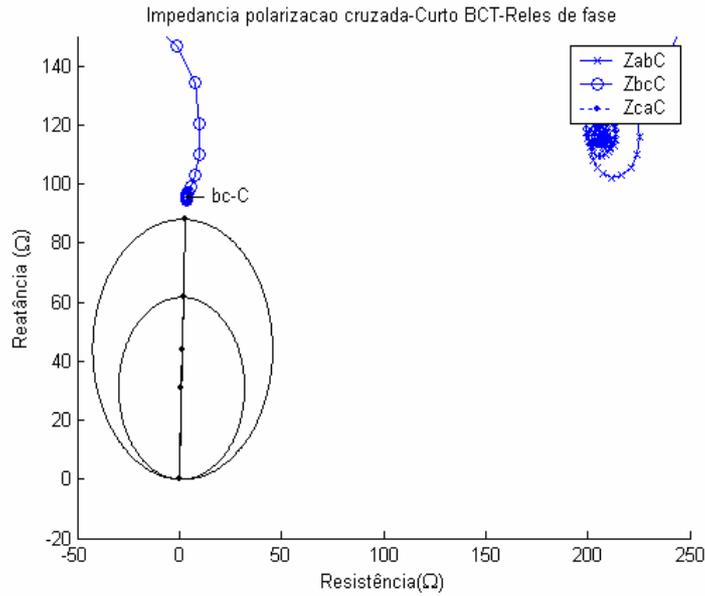
## 5.2 CURTO BIFÁSICO-TERRA (BCT) A 100% DA LINHA DE TRANSMISSÃO AB

Nas Figuras 39 a 42, vemos a variação da impedância vista pela proteção de distância em caso de curto novamente a 100% da linha AB (no ponto B), para curto-circuito fase-fase-terra, entre as fases B e C. Enquanto as Figuras 39 e 40 se referem à polarização cruzada, as Figuras 41 e 42 dizem respeito à polarização normal. É possível verificar que apenas a impedância vista pelo relé de fase BC apresenta resposta convergindo para o interior do círculo MHO.

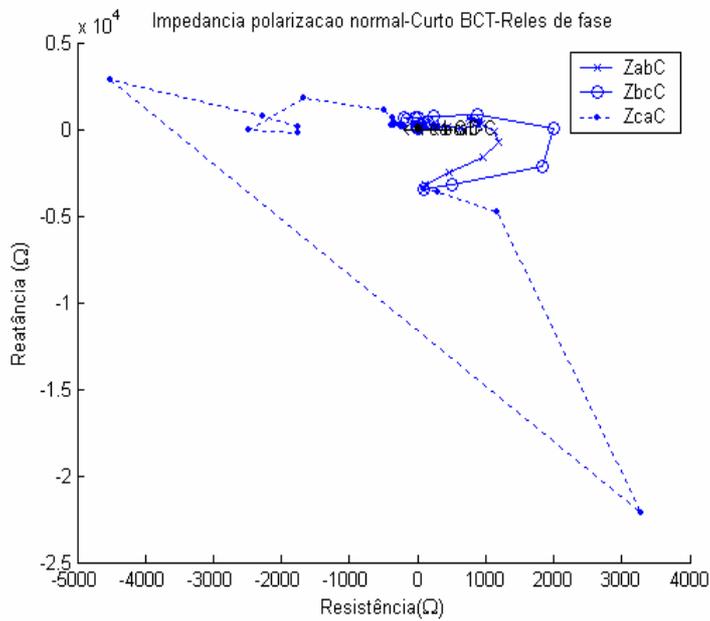


**Figura 39 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto fase-fase-terra BC-terra no ponto B, antes da compensação série, a 100% do comprimento da linha – Polarização Cruzada**

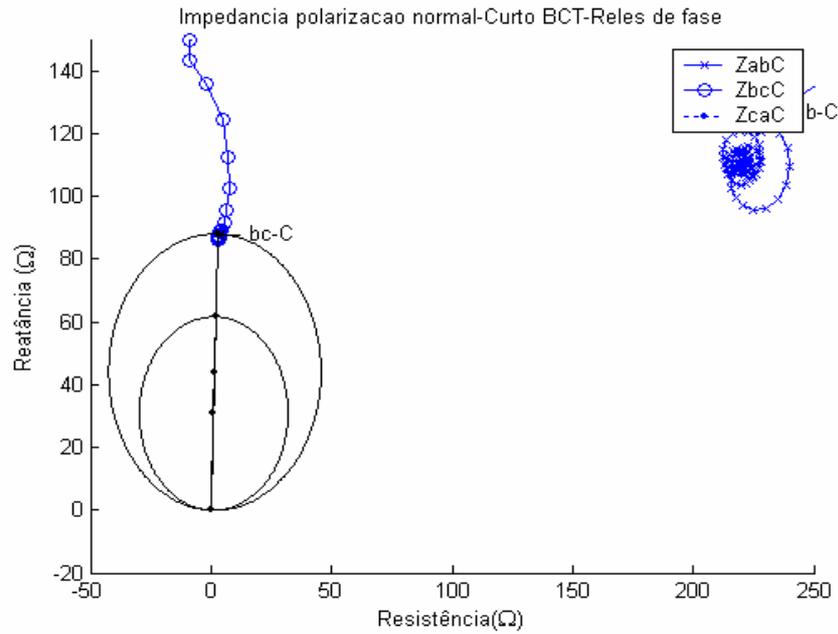
Verificamos ainda que a polarização cruzada causa um pequeno aumento na impedância calculada, com a convergência da impedância de falta vista pelo relé de fase BC ficando fora da área do círculo MHO. Isto indica a necessidade de adoção de pequena redução de alcance de zona 1 se esta polarização for utilizada para proteção instantânea do circuito AB e se os curtos após a compensação série forem corretamente discriminados.



**Figura 40 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto fase-fase-terra BC-terra no ponto B, antes da compensação, a 100% do comprimento da linha, Polarização Cruzada, Indicação do círculo MHO.**



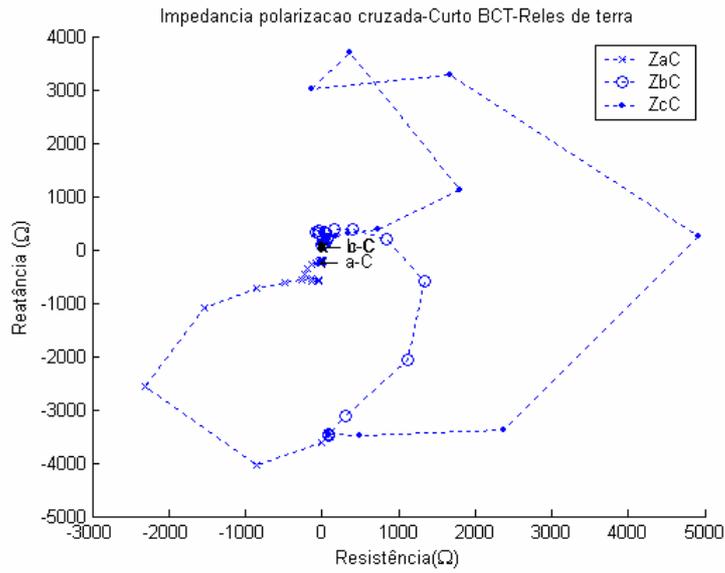
**Figura 41 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto fase-fase-terra BC-terra no ponto B, antes da compensação série, a 100% do comprimento da linha – Polarização Normal.**



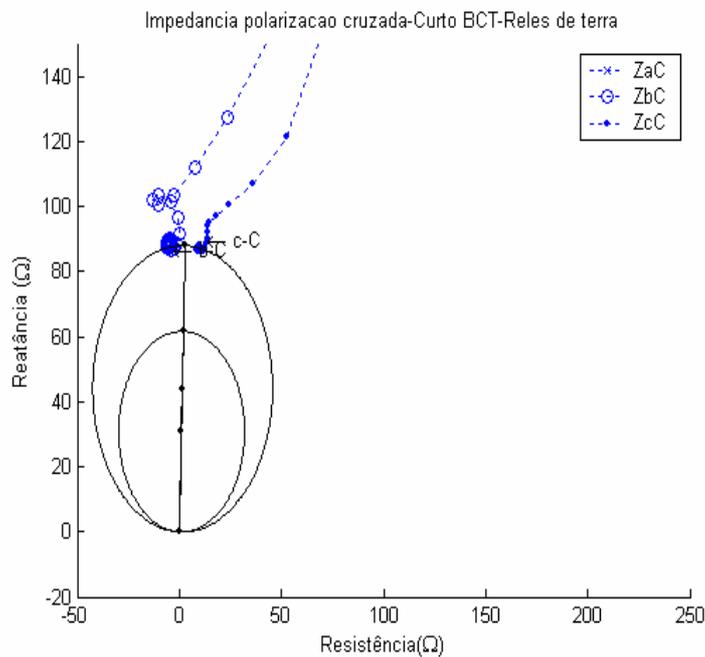
**Figura 42 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto fase-fase-terra BC-terra no ponto B, antes da compensação, a 100% do comprimento da linha, Polarização Normal, Indicação do círculo MHO.**

Nas Figuras 43 a 46, novamente focalizamos a impedância vista pela proteção para a mesma falta fase-fase-terra entre as fases B e C, mas agora mostrado a visualização dos relés de terra AT, BT e CT. As Figuras 43 e 44 se referem à polarização cruzada e as Figuras 45 e 46 dizem respeito à polarização normal. Observando, com cuidado, as impedâncias vistas pelos relés de terra, concluímos que os relés das fases B e C tendem também a operar para o curto BC-terra.

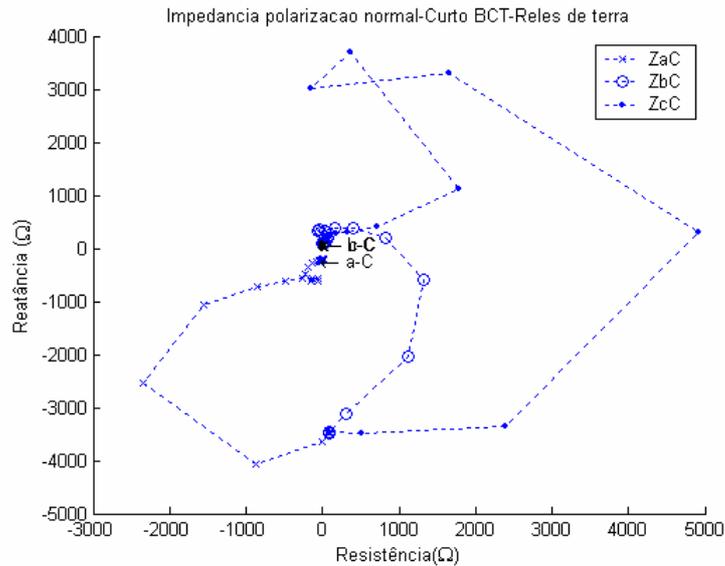
A impedância vista pelo relé da fase A, por sua vez, cai fora do círculo de atuação do relé mho. O pequeno efeito de sobrealcance da polarização cruzada observada na visualização do relé de fase BC em relação à polarização normal de seqüência positiva parece ser menor na visualização dos relés de terra das fases B e C.



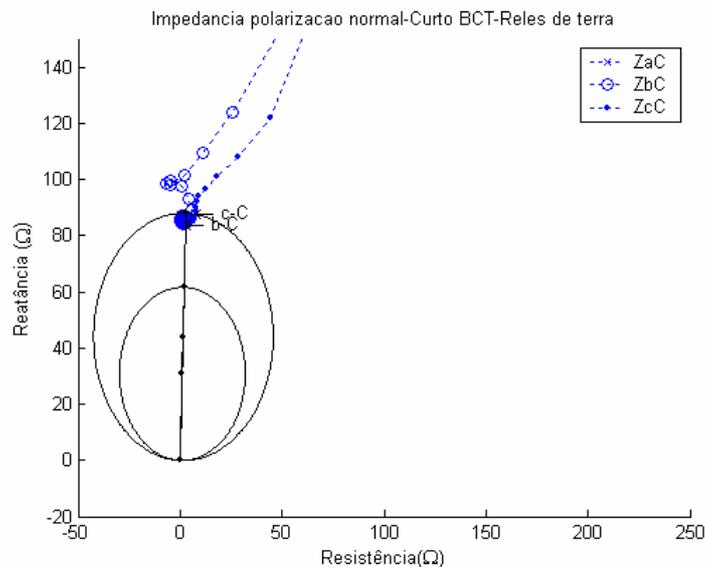
**Figura 43 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-fase-terra BC-terra no ponto B, antes da compensação série, a 100% do comprimento da linha – Polarização Cruzada**



**Figura 44 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-fase-terra BC-terra no ponto B, antes da compensação, a 100% do comprimento da linha, Polarização Cruzada, Indicação do Círculo MHO**



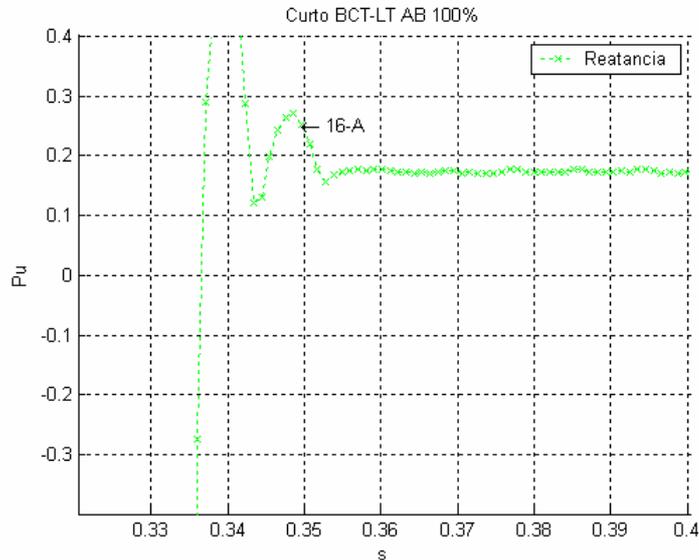
**Figura 45 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-fase-terra BC-terra no ponto B, antes da compensação série, a 100% do comprimento da linha – Polarização Normal**



**Figura 46 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-fase-terra BC-terra no ponto B, antes da compensação, a 100% do comprimento da linha – Polarização Normal – Indicação do círculo MHO**

A Figura 47 apresenta o resultado de cálculo da reatância da linha de transmissão até o ponto de falta através da Transformada Finita de Fourier, calculada na frequência de 30Hz e para o loop de falta BC. O valor está em pu na impedância base de 250Ω. Novamente, neste caso de curto a 100% da linha AB (ponto B, logo antes da compensação) a reatância converge para valor em torno de 88 ohms, o valor da impedância de seqüência positiva do circuito AB. Em todos os casos, o instante de falta

é fixado em 0,333 seg, ou seja, 20 ciclos de simulação. Após a aquisição de 16 amostras em falta, com mais 4 pontos aquisitados a reatância converge para valor em torno de 0,176 pu.

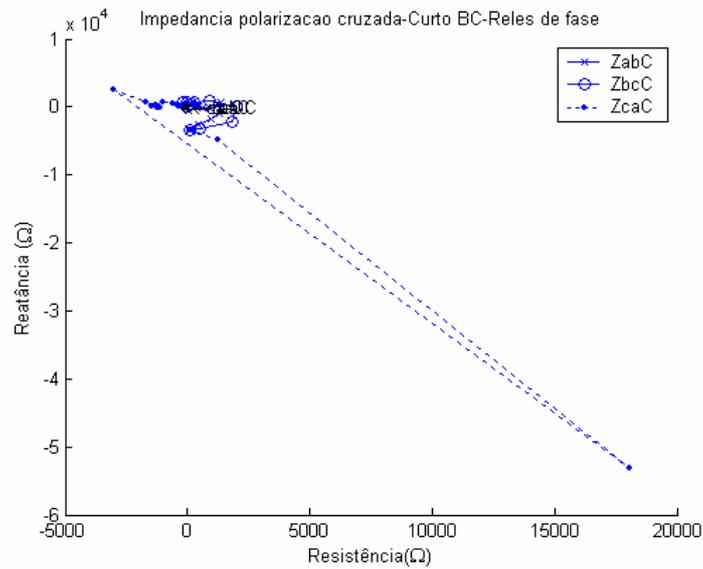


**Figura 47 - Resposta do algoritmo da Transformada de Fourier para a reatância vista pelo relé de terra BC-terra durante a ocorrência de curto fase-fase-terra BC-terra, no ponto B, a 100% da linha AB, antes da compensação.**

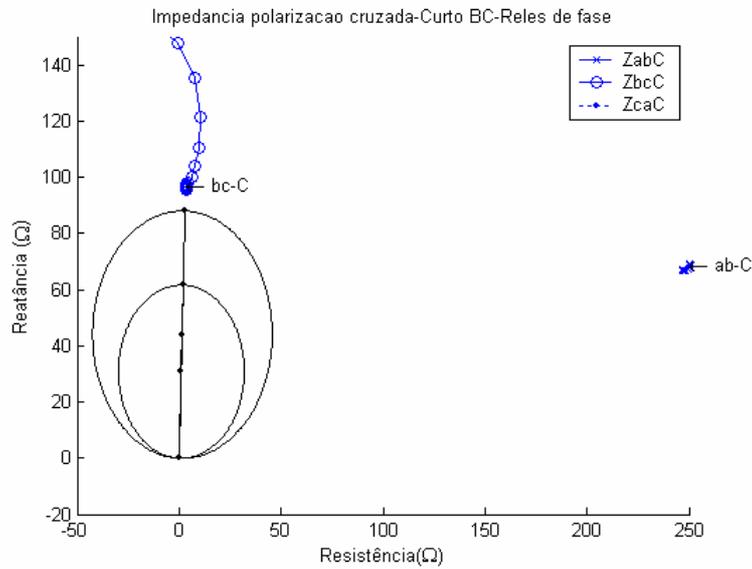
### **5.3 CURTO BIFÁSICO (BC) A 100% DA LINHA DE TRANSMISSÃO AB**

As Figuras 48 a 51 mostram a visualização dos relés AB, BC e CA para a impedância vista durante a falta fase-fase BC, enquanto as Figuras 52 a 55 mostram a visualização dos relés de terra das fases A, B e C para o mesmo defeito, considerando novamente as polarizações cruzada e normal de seqüência positiva.. Nestes casos observamos a tendência de operação apenas do relé de fase BC. Este relé enxerga corretamente a impedância total da linha para curto a 100% da linha AB, no ponto B, antes da compensação série. Os relés de terra BT e AT, diferentemente do ocorrido no caso do curto fase-fase-terra BC-terra, agora não apresentam qualquer tendência de operação.

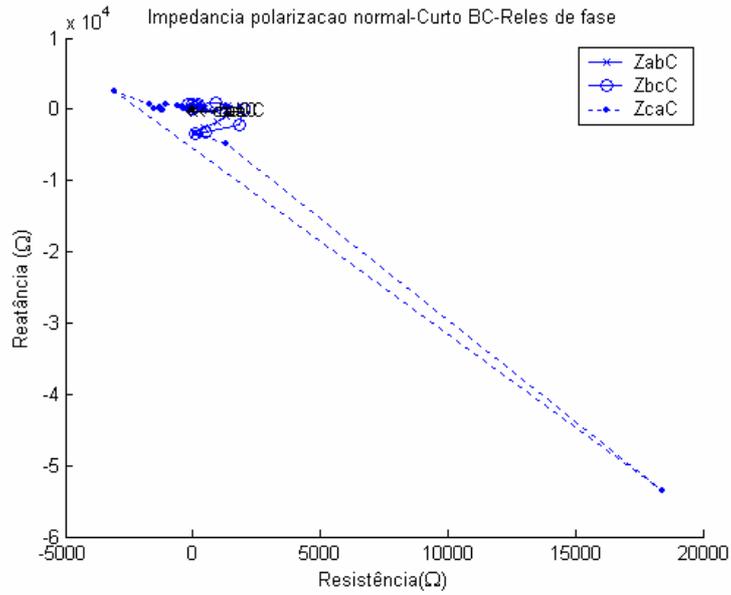
Quanto ao comportamento da polarização, vemos que a impedância vista pelo relé de fase que tende a operar (o relé BC) se altera quando a polarização cruzada é considerada. Esta forma de polarização apresenta neste caso, como nos casos anteriores, uma tendência de sobrealcance, com a impedância vista caindo além da impedância total do circuito AB para o curto referido no ponto B.



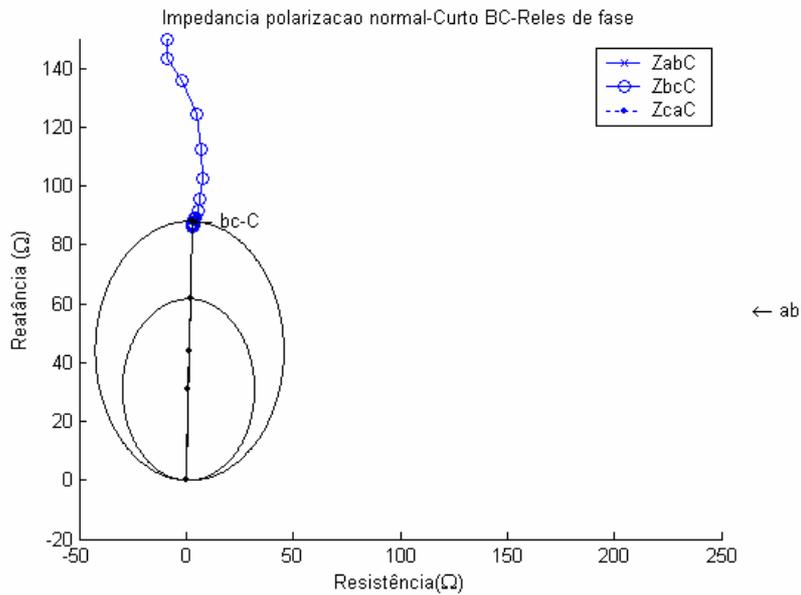
**Figura 48 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto fase-fase BC no ponto B, antes da compensação série, a 100% do comprimento da linha – Polarização Cruzada.**



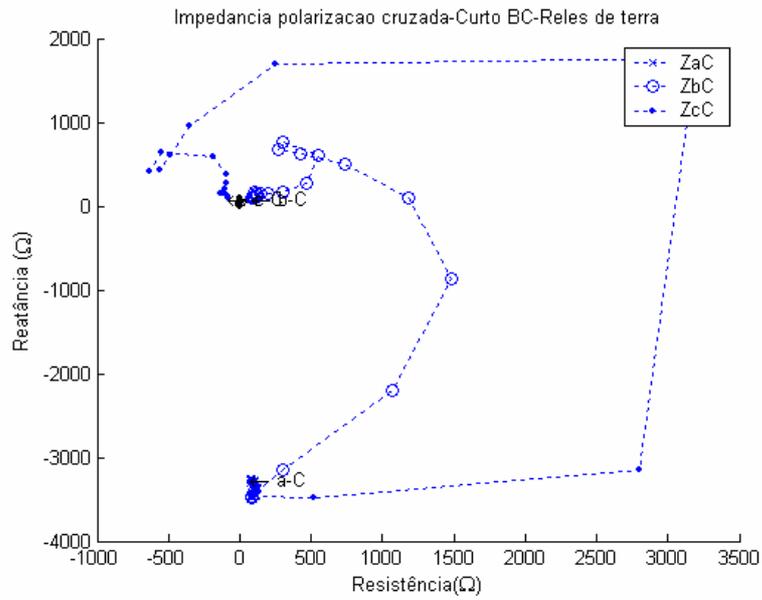
**Figura 49 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto fase-fase BC no ponto B, antes da compensação série, a 100% do comprimento da linha – Polarização Cruzada – Indicação do círculo MHO.**



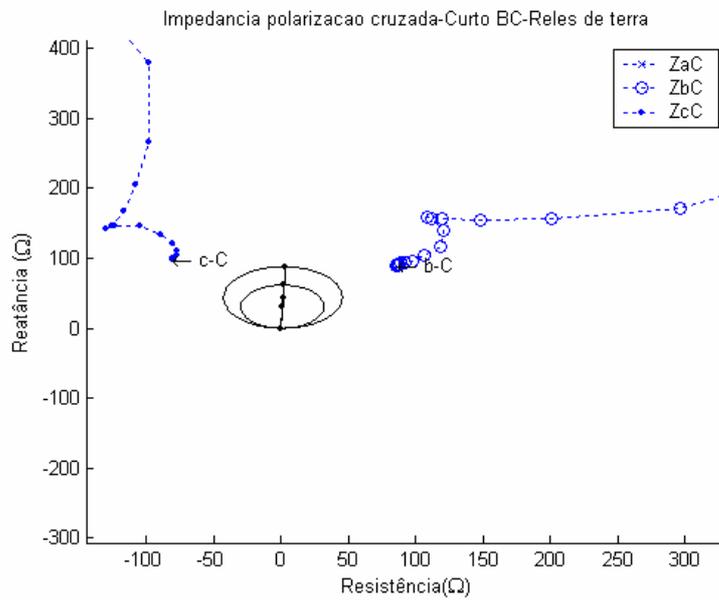
**Figura 50 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto fase-fase BC no ponto B, antes da compensação série, a 100% do comprimento da linha – Polarização Normal.**



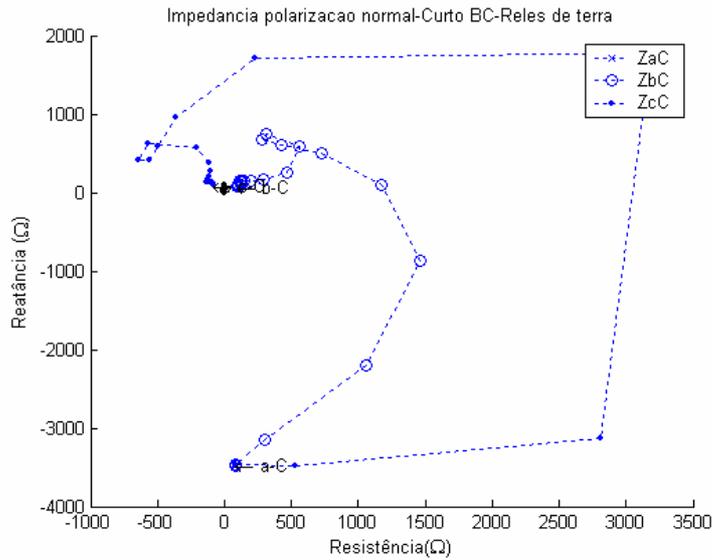
**Figura 51 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto fase-fase BC no ponto B, antes da compensação série, a 100% do comprimento da linha – Polarização Normal – Indicação do círculo MHO.**



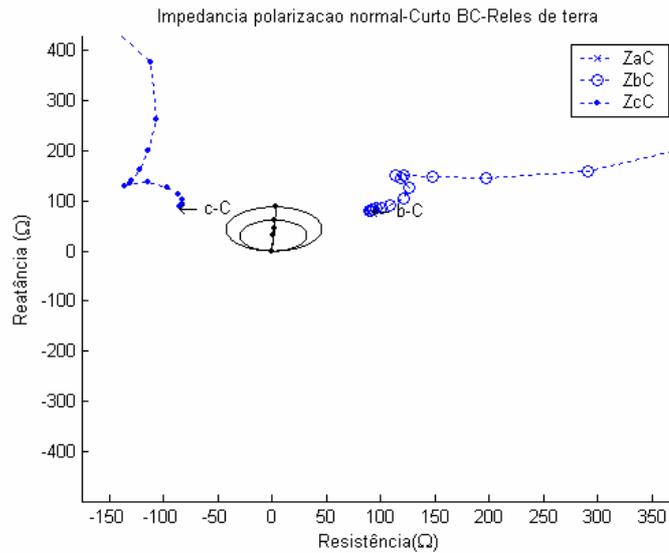
**Figura 52 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-fase BC no ponto B, antes da compensação série, a 100% do comprimento da linha – Polarização Cruzada.**



**Figura 53 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-fase BC no ponto B, antes da compensação série, a 100% do comprimento da linha – Polarização Cruzada – Indicação do círculo MHO.**

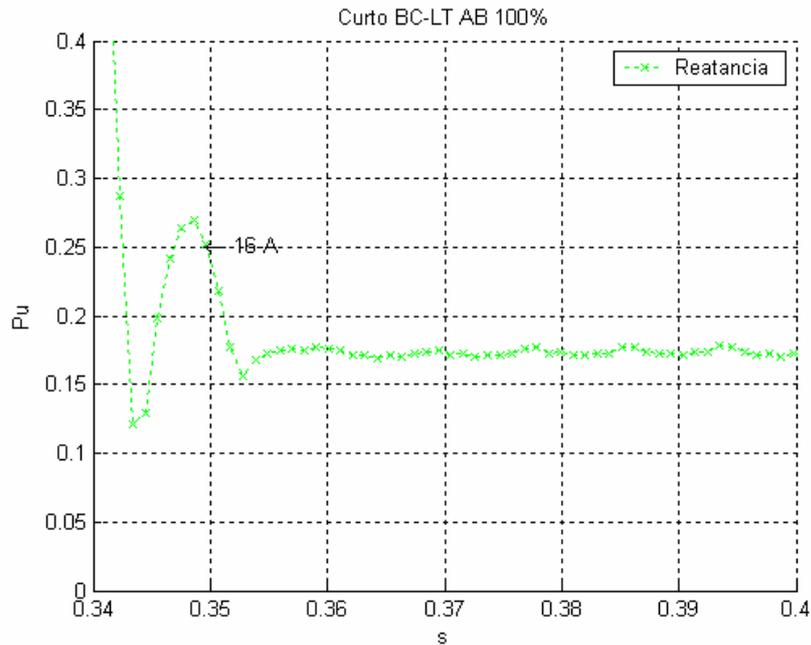


**Figura 54 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-fase BC no ponto B, antes da compensação série, a 100% do comprimento da linha – Polarização Normal.**



**Figura 55 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-fase BC no ponto B, antes da compensação série, a 100% do comprimento da linha – Polarização Normal – Indicação do círculo MHO.**

Na Figura 56, verificamos que a reatância vista pelo relé de fase BC, calculada através da Transformada de Fourier a 30 Hz, novamente convergiu para valor em torno de 0,176 pu (88 ohms a 60 Hz) a 4(quatro) amostras após 1 ciclo de falta (1,25 ciclo).

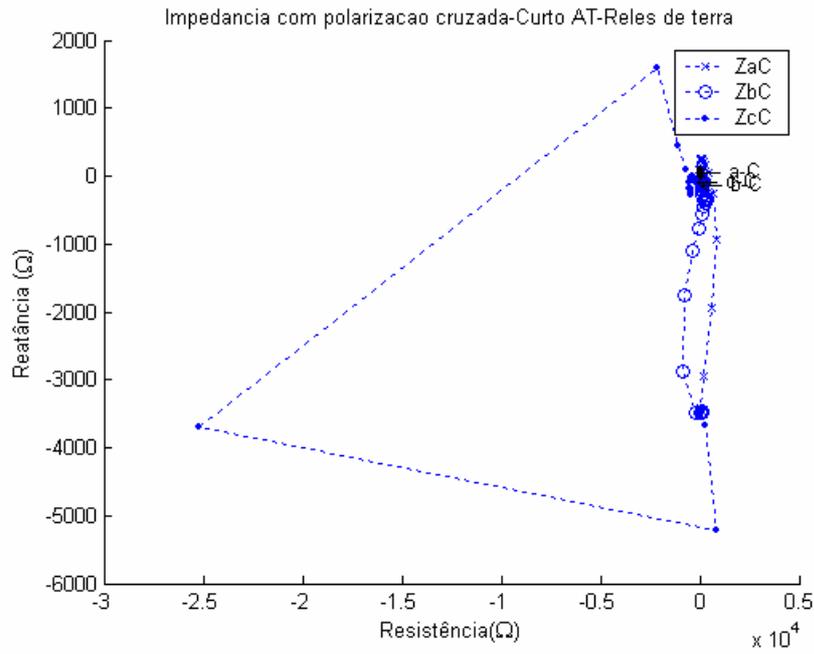


**Figura 56 - Resposta do algoritmo da Transformada de Fourier para a reatância vista pelo relé de fase BC durante a ocorrência de curto fase-fase BC, no ponto B, a 100% da linha AB, antes da compensação.**

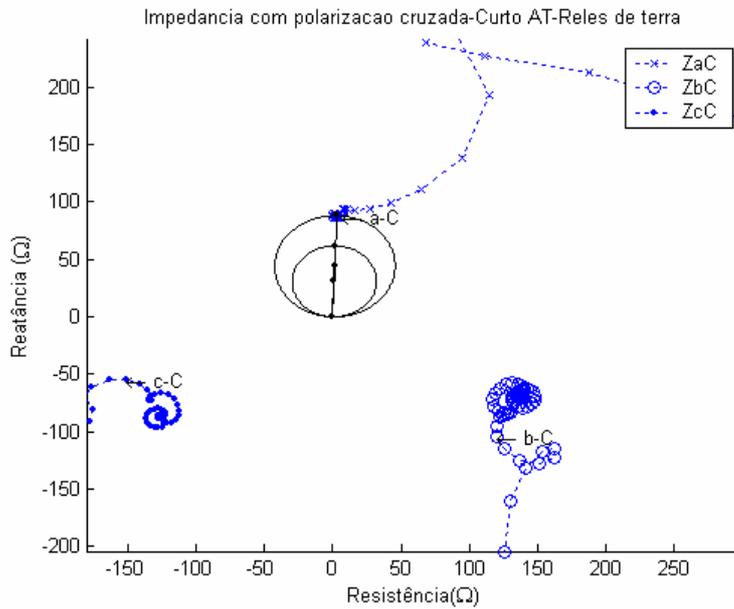
#### **5.4 CURTO MONOFÁSICO (AT) A 100% DA LINHA DE TRANSMISSÃO AB**

As Figuras 57 a 60 mostram, agora, a visualização dos relés de terra das fases A, B e C para a impedância vista durante a falta fase-terra AT e considera, novamente, as polarizações cruzada e normal de seqüência positiva. Neste caso, observamos a tendência de operação apenas do relé da fase A, como pode ser visto nas Figuras 58 e 60. Dos relés de terra, apenas o relé da fase A enxerga a impedância total da linha para curto a 100% da linha AB, no ponto B, antes da compensação série. As trajetórias de falta dos relés de terra das fases B e C não atingem o círculo mho de alcance 100%, o que é perfeitamente natural já que a falta não envolve as tensões fase-terra que os polarizam.

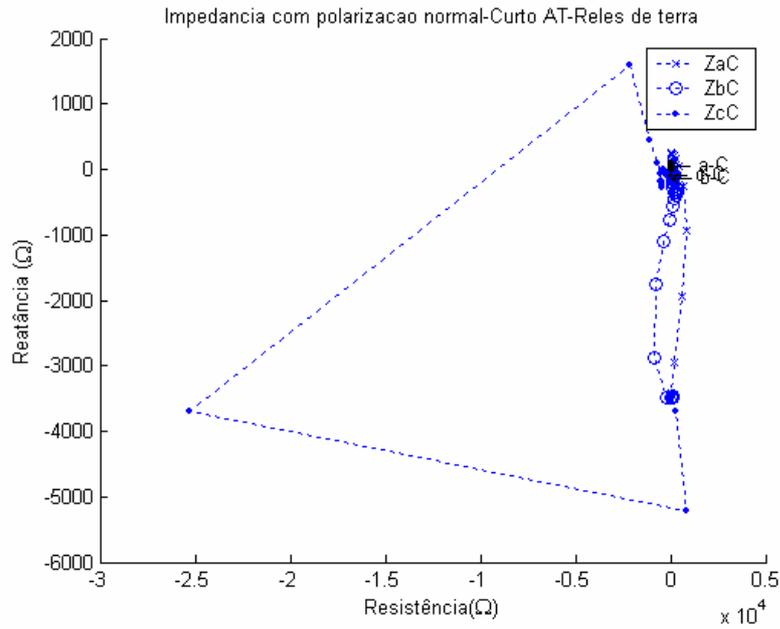
O efeito da mudança de polarização para curto a 100% da linha se revela, na visão do relé de terra com possibilidade de operação, agora neste caso de curto fase-terra, muito pequeno.



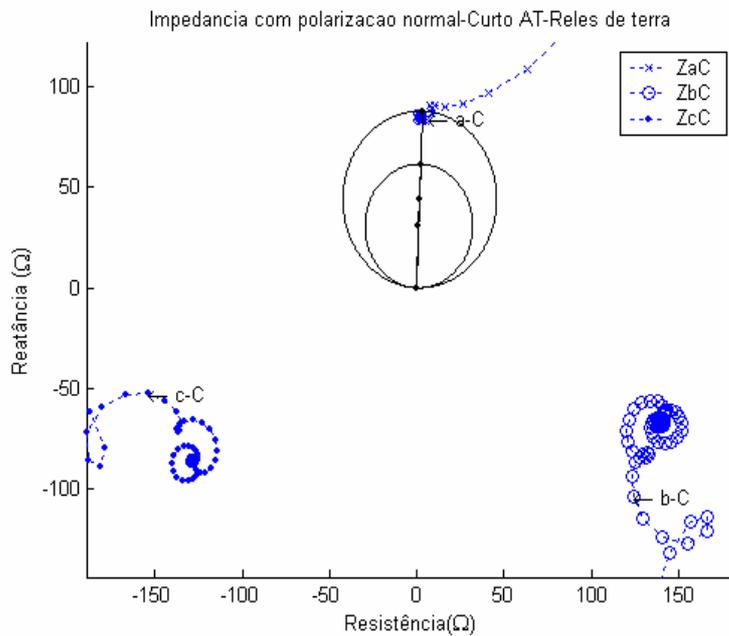
**Figura 57 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-terra AT no ponto B, antes da compensação série, a 100% do comprimento da linha – Polarização Cruzada.**



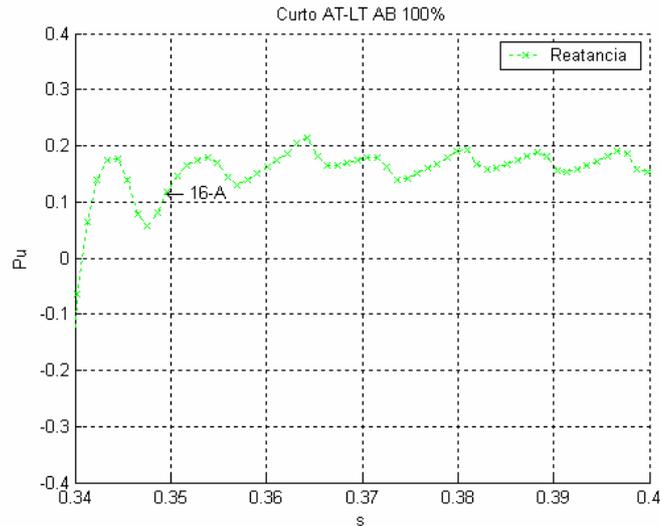
**Figura 58 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-terra AT no ponto B, antes da compensação, a 100% do comprimento da linha – Polarização Cruzada – Indicação do círculo MHO.**



**Figura 59 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-terra AT no ponto B, antes da compensação série, a 100% do comprimento da linha – Polarização Normal.**



**Figura 60 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-terra AT no ponto B, antes da compensação, a 100% do comprimento da linha – Polarização Normal – Indicação do círculo MHO.**



**Figura 61 - Resposta do algoritmo da Transformada de Fourier para a reatância vista pelo relé de terra da fase A durante a ocorrência de curto fase-terra AT, no ponto B, a 100% da linha AB, antes da compensação.**

Resposta da reatância durante o tempo, oscilando pouco, mas em relação ao 0,176Pu.

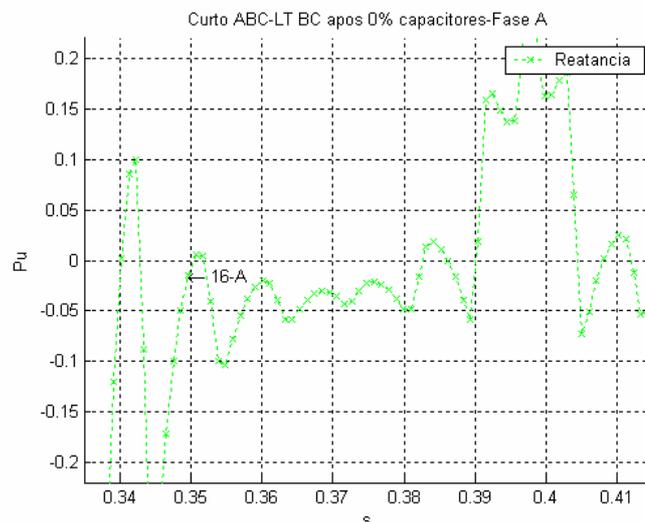
## **5.5 AVALIAÇÃO DA PRESENÇA DO BCS NO LOOP DE FALTA**

Nesta seção, o desempenho da proteção é avaliado para curto logo após a compensação série capacitiva instalada no ponto B do sistema de transmissão AB – BC. O grau de compensação série total é de 80%, sendo 40% associado aos 250 km da linha AB e mais 40% associado aos 250 km de linha BC. Isto reduz a possibilidade de aumento do alcance de zona 1 da proteção da linha AB, já que para um curto-circuito logo após a compensação série, a impedância total equivalente como visto pela proteção no ponto A é de apenas  $100 - 80 = 20\%$  da impedância da linha AB. Para evitar reduzir o alcance da proteção de distância além do percentual normal dos dez a quinze por cento normalmente associados aos erros dos transdutores, incerteza na medição dos parâmetros de linha, etc., a solução é a discriminação das faltas através do emprego de metodologia para reconhecimento da localização da falta.

A metodologia de reconhecimento da localização da falta, antes ou após a compensação série, deve reconhecer a presença dos capacitores e da condição inicial e final de sua tensão terminal. Se esta informação não é considerada, então a metodologia da Transformada de Fourier não pode ser aplicada da forma como foi aplicada nos casos

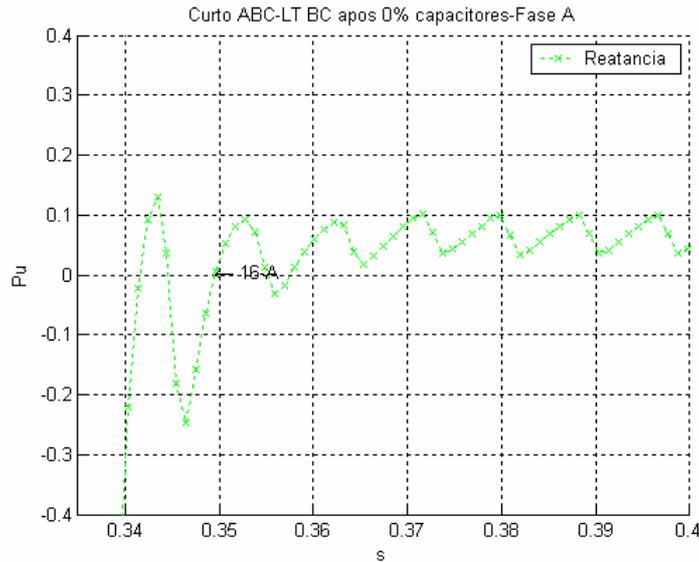
anteriores para curto no ponto B, logo antes da compensação série. A se considerar que a expressão apresentada no capítulo 4 para o algoritmo da Transformada foi derivada considerando a aplicação de falta a um circuito puramente resistivo/indutivo e, portanto, não pode apresentar maior precisão quando os capacitores fazem parte do loop de falta. Isto pode ser confirmado observando-se as Figuras 62 e 63. Elas representam uma tentativa de extração da reatância total equivalente do loop de falta ( $X_L - X_C$ ) a partir da Transformada de Fourier. Diferentemente do apresentado nas Figuras 36, 37, 38, 47, 56 e 61 para um loop de falta RL, a evolução da resposta do mesmo algoritmo para um circuito RLC é bastante diferente nas Figuras 62 e 63, não apresentando tendência de convergência para um valor constante final que represente a reatância do loop de falta na frequência de avaliação da Transformada (30 Hz neste trabalho, como demonstrado no capítulo 4 ).

Na Figura 62 observa-se o resultado da aplicação da Transformada de Fourier a 30 Hz para o loop de falta que inclui a compensação série (curto logo após a compensação), considerando-se o desligamento de sua proteção a varistor. Já na Figura 63, a transformada é utilizada mas agora com a simulação incluindo o efeito da operação do varistor a óxido de zinco.



**Figura 62 - Resposta do algoritmo da Transformada de Fourier para a reatância vista pelo relé de terra da fase A durante a ocorrência de curto trifásico no ponto B, a 100% da linha AB, logo após a compensação série. Varistores a óxido de zinco desligados.**

Face à dificuldade e impossibilidade de sucesso na aplicação da transformada quando os capacitores estão no loop de falta, nesta seção não apresentaremos mais qualquer discussão ou gráficos relativos à aplicação da transformada de Fourier.



**Figura 63 - Resposta do algoritmo da Transformada de Fourier para a reatância vista pelo relé de terra da fase A durante a ocorrência de curto trifásico no ponto B, a 100% da linha AB, logo após a compensação série. Varistores a óxido de zinco ligados.**

## **5.6 CURTO TRIFÁSICO LOGO APÓS OS CAPACITORES**

Em todos os casos de falta após os capacitores série, constatou-se a operação dos varistores associados às fases sob falta. Observamos ainda que, em razão da operação do MOV de proteção dos BCS e de seu consumo de energia, o efeito das oscilações subsíncronas presentes nas correntes do capacitor alimentadas pela fonte 1 não se manifesta de forma sensível sobre a queda de tensão utilizada na definição das tensões compensadas calculadas pelos relés de fase.

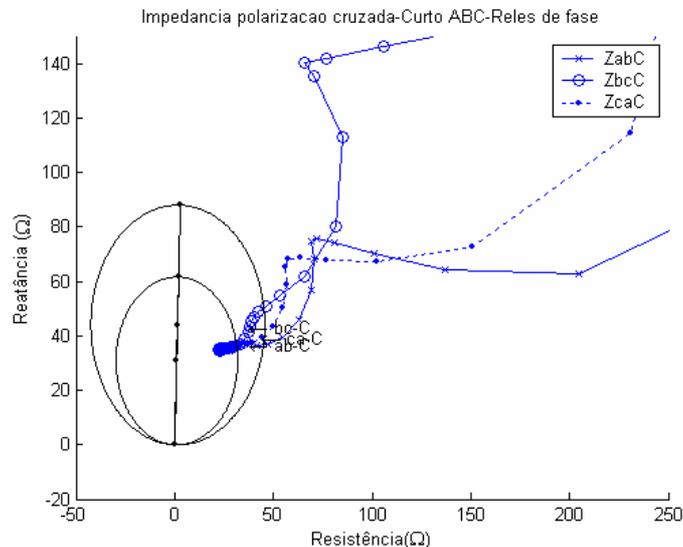
As Figuras 64 a 67 permitem visualizar as impedâncias vistas pelos relés de fase no seguimento a um curto trifásico no ponto B, logo após a compensação série total de 80%. As duas primeiras curvas se referem a polarização cruzada e as duas últimas a polarização normal. A polarização cruzada do relé de fase BC é feita com 85% da tensão fase-fase  $V_{BC}$  e 15% da tensão fase-neutro  $V_A$ . As polarizações dos demais relés de fase usam os mesmos percentuais.

A Figura 64 se refere às trajetórias de evolução das impedâncias quando atingindo o círculo do relé MHO de alcance 100%, na hipótese de utilização da tensão normal do loop de falta, ou seja, sem que a tensão de polarização do relé incorpore o efeito da queda de tensão nos terminais do capacitor. A impedância obtida é, portanto, a

impedância líquida do loop de falta, diminuída pela reatância capacitiva associada à compensação série em condições de operação do varistor de óxido de zinco. Como a operação do MOV resulta em redução da amplitude efetiva da capacitância efetiva de compensação (igual a 80%), a reatância indutiva do loop de falta neste caso sofre redução inferior a 80%. Portanto, a impedância do loop de falta converge, neste caso de consideração da polarização cruzada, para valor superior a 20% da reatância indutiva da linha ( $0,2 * 88 = 17,6$  ohms).

Observamos também que, apesar da aplicação de curto franco no ponto B, após a compensação, a impedância vista pelos relés de fase apresenta uma componente resistiva apreciável que pode ser, naturalmente, associada às perdas de energia que ocorrem durante as conduções sucessivas do varistor de óxido de zinco.

Naturalmente que a disponibilidade apenas da visualização associada à impedância não compensada obtida a partir da tensão normal do loop de falta nos levaria à uma operação incorreta da proteção de distância de 1ª zona, com um determinado sobrealcançe.

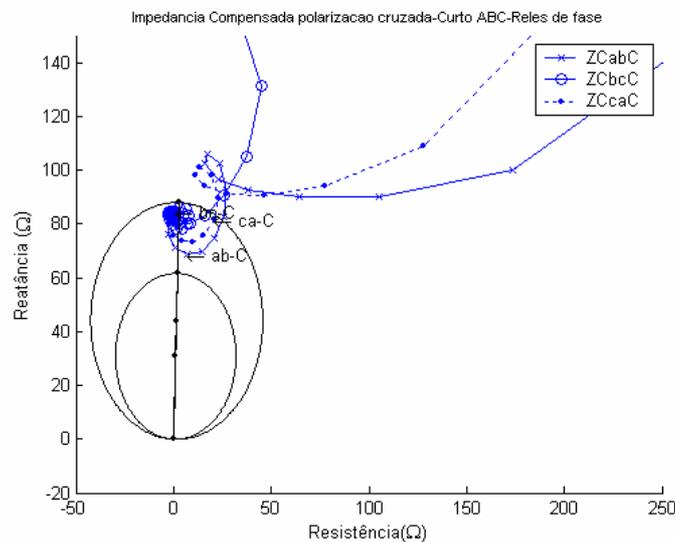


**Figura 64 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto trifásico no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Cruzada.**

A Figura 65 mostra novamente as trajetórias de evolução das impedâncias quando atingindo o círculo do relé MHO de alcance 100% , agora na hipótese de utilização da tensão compensada do loop de falta, ou seja, quando a tensão de

polarização do relé incorpora o efeito da queda de tensão nos terminais do capacitor. O objetivo disto é determinar toda a reatância indutiva desde o ponto de localização da proteção até o ponto de falta, eliminado o efeito da queda de tensão no conjunto capacitor / varistor. Portanto, se o curto ocorre no ponto B, a visualização deve fornecer uma impedância com amplitude de 100% da reatância indutiva da linha. Isto é confirmado, de forma aproximada nesta Figura 65, com a trajetória de falta convergindo aproximadamente para o ponto B, no final do círculo mho de alcance 100%.

A aproximação se deve ao cálculo aproximado da queda de tensão nos terminais da compensação série, realizada no presente trabalho de pesquisa, a partir da corrente observada pela proteção localizada no ponto A, considerada como uma aproximação para a corrente real que atravessa os capacitores a 250 km de distância da proteção referida. A redução na diferença entre estas duas correntes ocorre quando considerando as tensões reduzidas no loop de falta durante a ocorrência do curto-circuito e, ainda, em razão da presença da compensação em derivação existente no sistema de transmissão. Isto permite validar a metodologia apresentada neste trabalho para a previsão da queda de tensão nos terminais da compensação série.

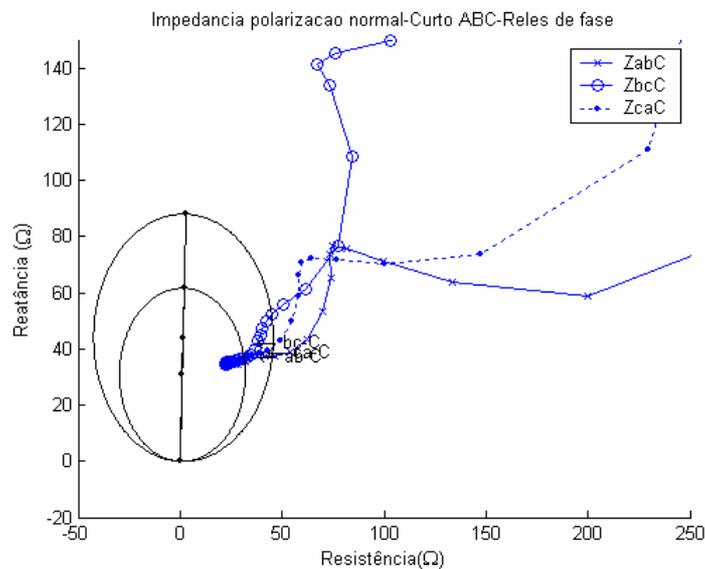


**Figura 65 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto trifásico no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Cruzada e Técnica de Compensação.**

Os 2(dois) círculos indicados na Figura 65 poderiam delimitar os alcances de primeira e segunda zona para curtos dentro do trecho AB da linha referida, de forma que, neste caso, o curto poderia ser visto pela proteção localizada no ponto A como

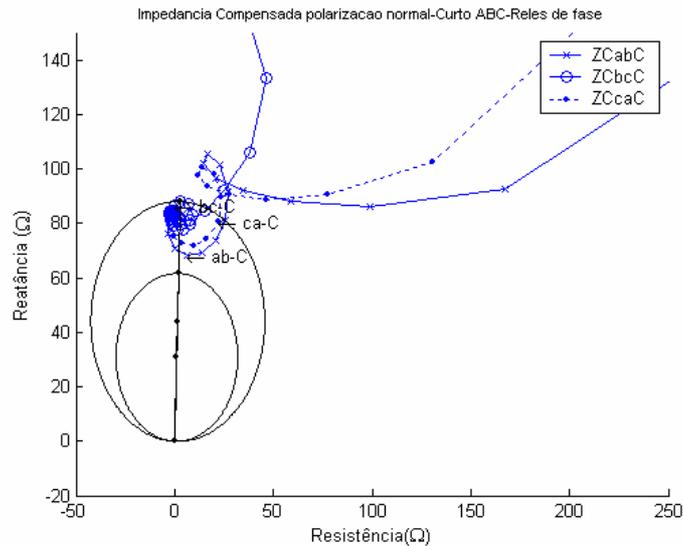
sendo um curto em segunda zona, para cuja eliminação seria emitida uma ordem com determinada temporização, dando tempo para a ação da proteção em primeira zona da linha BC eliminasse efetivamente o defeito referido.

As Figuras 66 e 67 repetem o indicado respectivamente nas Figuras 64 e 65, agora considerando as tensões normais de polarização. O efeito desprezível observado com a alteração na forma de polarização se deve ao fato da grande distância entre o ponto de falta e o ponto de localização da proteção. As trajetórias são quase idênticas.

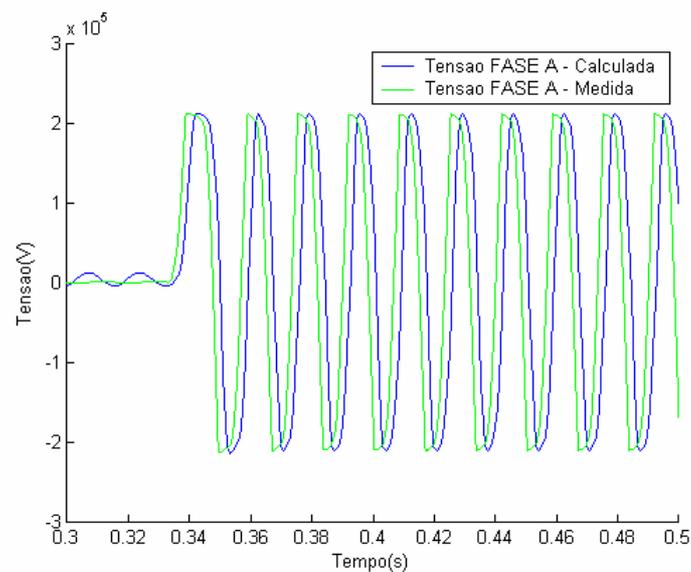


**Figura 66 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto trifásico no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Normal.**

Nas Figuras 68 a 70 estão indicadas a queda de tensão nos terminais do conjunto BCS – Varistor para a compensação série total de 80% localizada no barramento B, a corrente através dos varistor da fase A e a evolução da energia total absorvida por este elemento ao longo do período de tempo iniciado com a falta. Esta energia é normalmente utilizada para fins de acionar a proteção dos resistores não lineares no seguimento aos defeitos não eliminados ou associados a condições de falta que resultem em maior consumo relativo de energia. Isto é efetivado pela emissão de um sinal de controle para disparo do disjuntor de by-pass. Esta facilidade não foi implementada no presente trabalho, com o gráfico de evolução da energia sendo indicado só para fins de um possível ajuste posterior desta proteção.

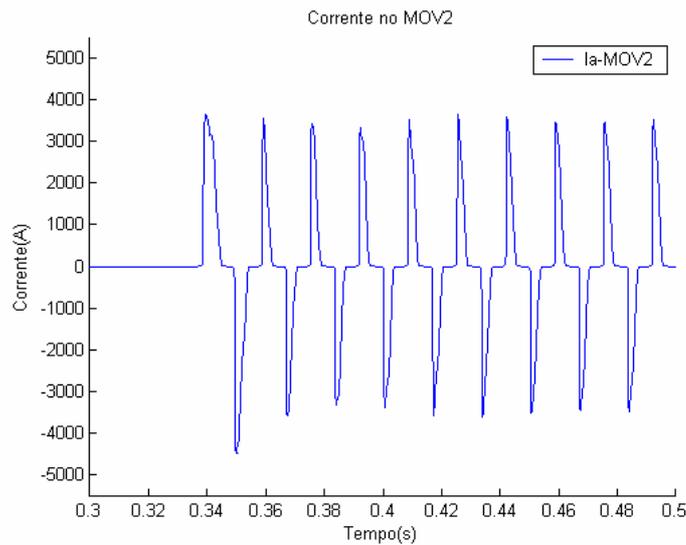


**Figura 67 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto trifásico no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Normal e Técnica de Compensação.**

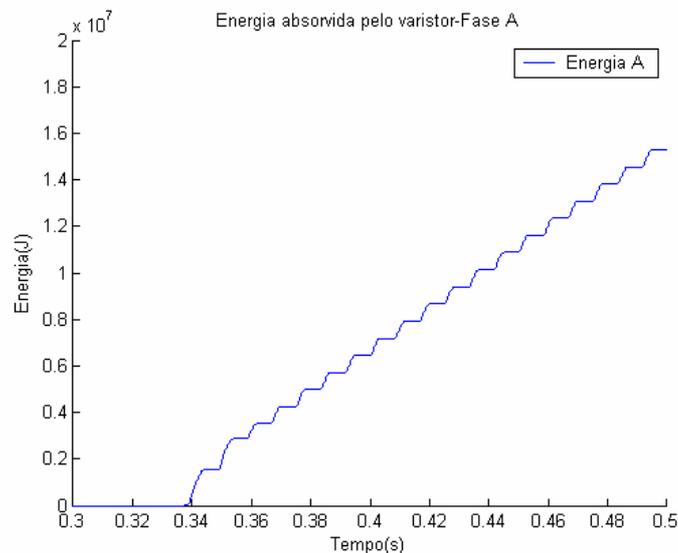


**Figura 68 - Quedas de tensão nos terminais da compensação série da fase A, como calculada pelo algoritmo do capítulo 3 e como determinada pelo programa MATLAB durante curto trifásico no ponto B, após a compensação –  $q = 25$  e  $V_{prot} = 115kV$**

Na Figura 68 visualizamos as quedas de tensão nos terminais do BCS determinadas pelo programa MATLAB e através do processo de integração numérica referido no capítulo 3. Observamos a boa concordância dos resultados obtidos pelos dois métodos a partir das correntes de linha medidas no ponto de localização da proteção (barramento A), com um pequeno atraso nas tensões obtidas por integração numérica.



**Figura 69 - Corrente de operação no Varistor de Óxido de Zinco da fase A, na seqüência de um curto trifásico na subestação B, logo após a compensação série.  $q = 25$  e  $V_{prot} = 115kV$**

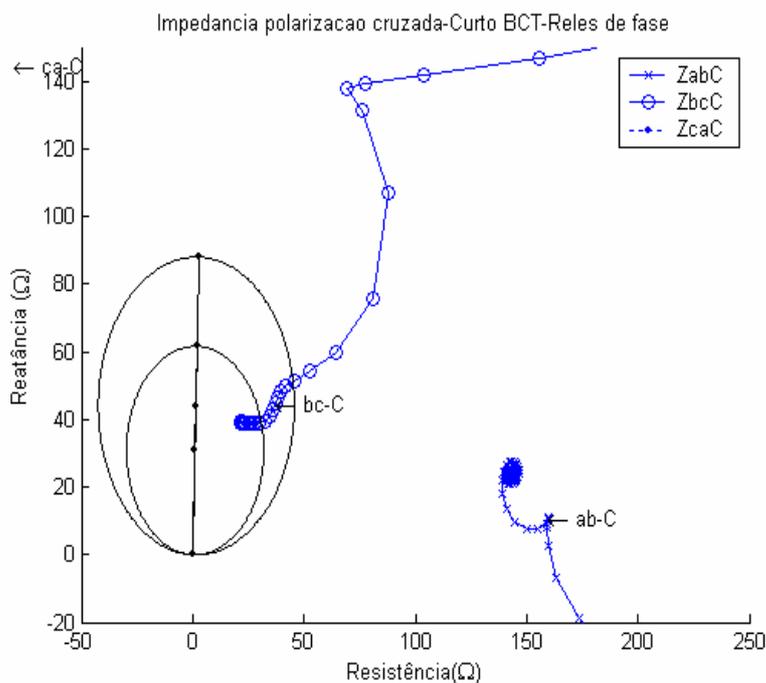


**Figura 70 - Evolução da Energia Total absorvida pelo resistor não linear da proteção dos BCS da fase A, na seqüência de um curto trifásico na subestação B, logo após a compensação série.  $q = 25$  e  $V_{prot} = 115kV$**

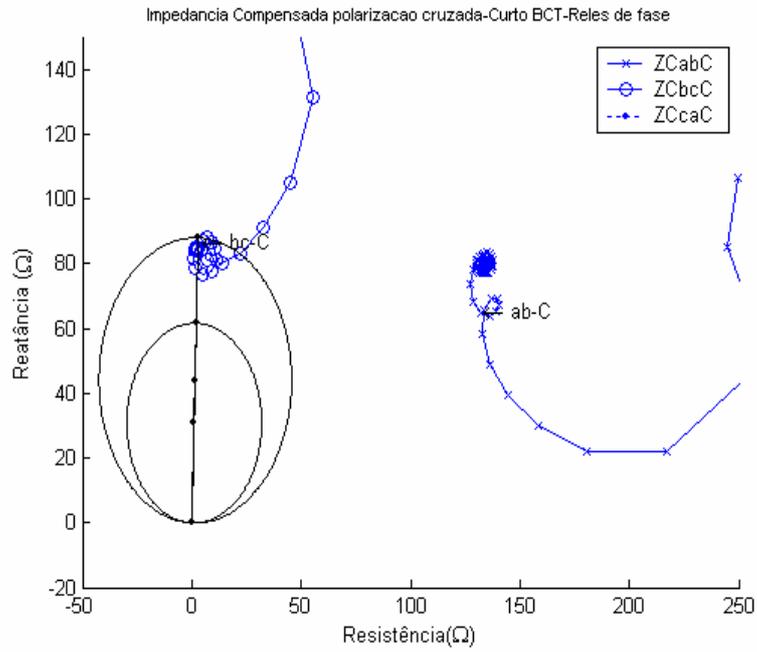
A tensão medida da ordem de 220 kV indicada em Volts se refere à soma das tensões nos terminais do conjunto série de capacitores e o tempo em segundos. Na Figura 69, a corrente de operação do varistor é indicada e verificamos que seus valores elevados e sua forma mais distorcida significam sua real ação de proteção do banco de capacitores. Na Figura 70, observamos um total de energia absorvida um pouco superior a 10 MJ durante um período de 0,10 s após a ocorrência da falta.

### 5.7 CURTO BIFÁSICO TERRA LOGO APÓS OS CAPACITORES

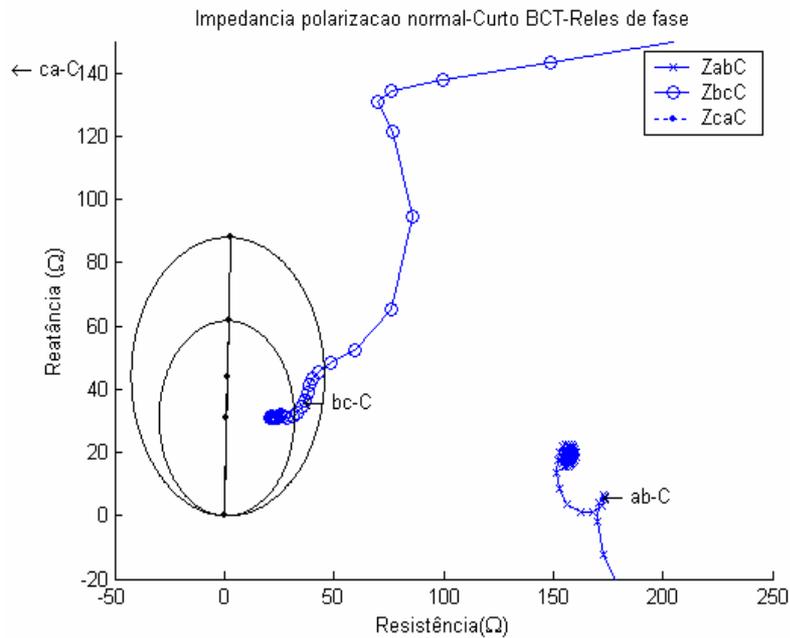
As Figuras 71 a 74 apresentam a visualização da impedância vista pelos relés de fase para curto BCT e as Figuras 75 a 78 repetem a visualização relativa aos relés de terra. Vemos que para este defeito, a tendência é apenas de operação do relé de fase BC e dos relés de terra BT e CT. Novamente a operação do varistor implica em redução da reatância total vista pela proteção e o aumento da resistência do loop de falta, indicando a possibilidade de ocorrência de sobrealcance da proteção. A resposta para polarização cruzada revela impedância vista levemente maior. A aplicação da técnica de compensação retira a característica de sobrealcance da primeira para a segunda zona.



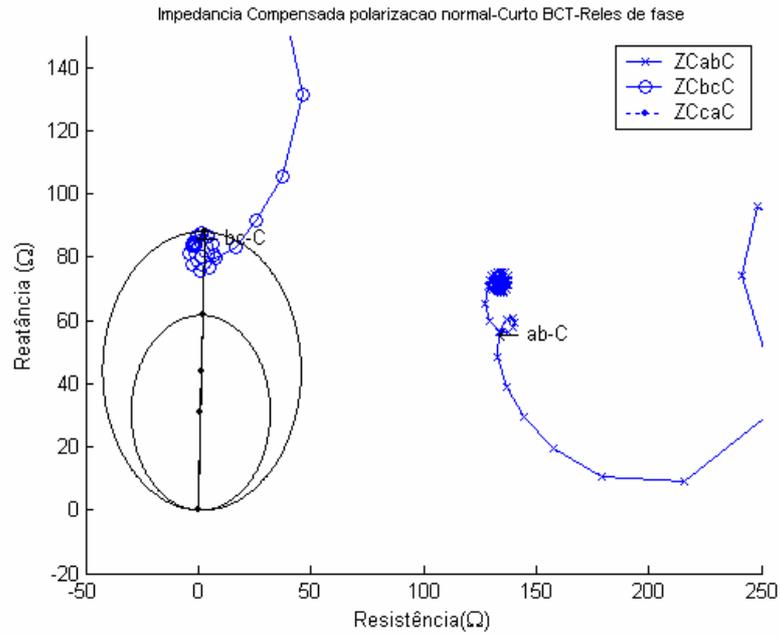
**Figura 71 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto faz-fase-terra no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Cruzada.**



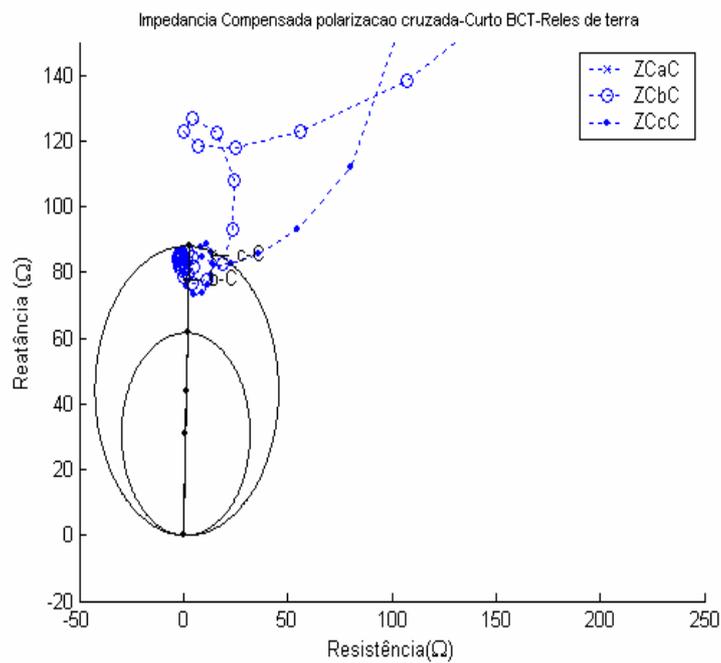
**Figura 72 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto fase-fase-terra no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Cruzada e Técnica de Compensação**



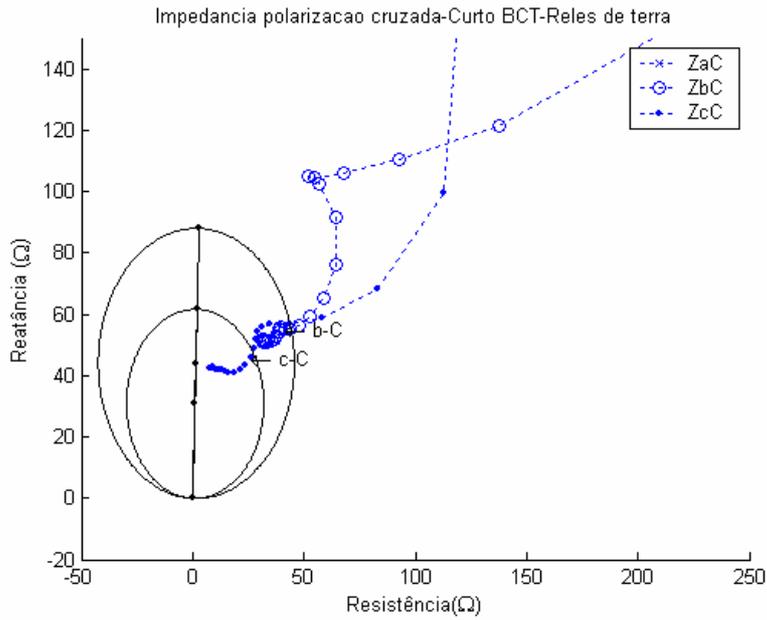
**Figura 73 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto fase-fase-terra no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Normal.**



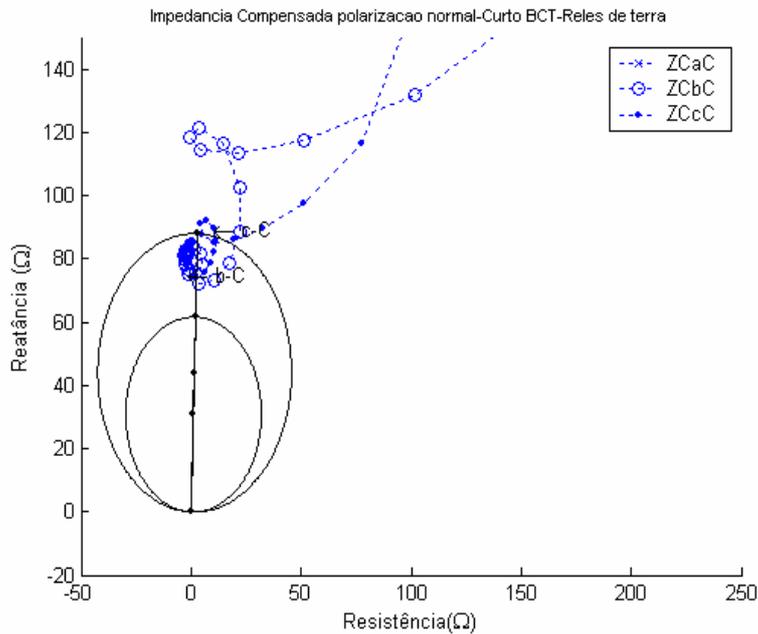
**Figura 74 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto fase-fase-terra no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Normal e Técnica de Compensação.**



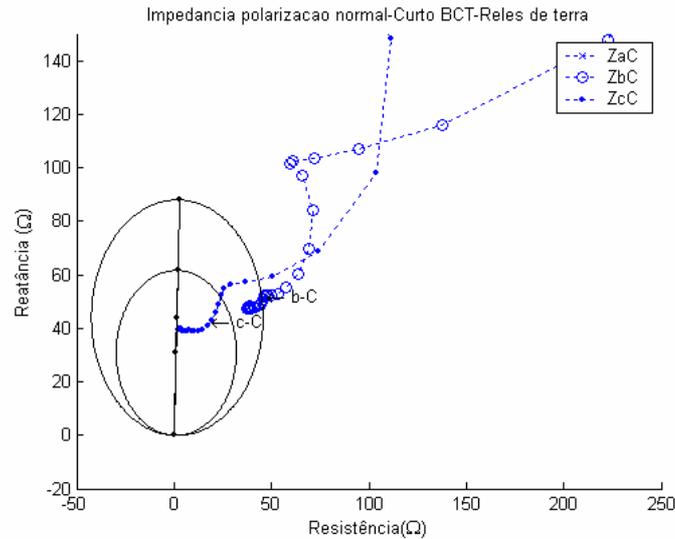
**Figura 75 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-fase-terra no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Cruzada e Técnica de Compensação.**



**Figura 76 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-fase-terra no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Cruzada.**

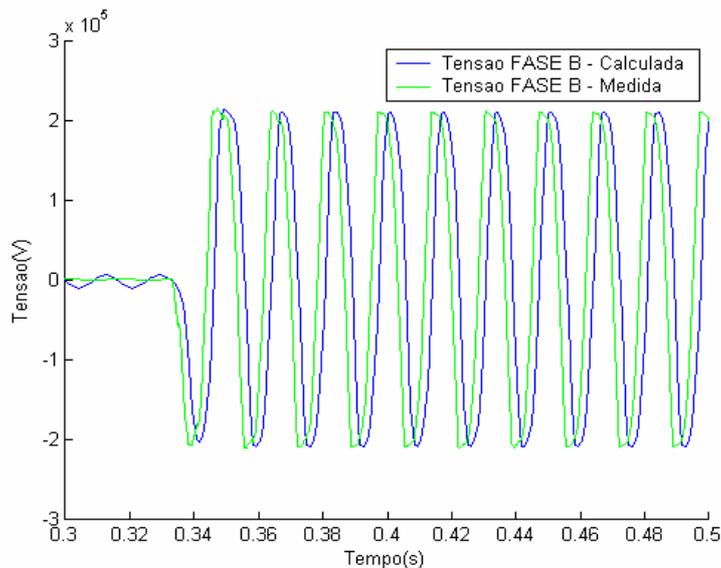


**Figura 77 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-fase-terra no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Normal e Técnica da Compensação.**

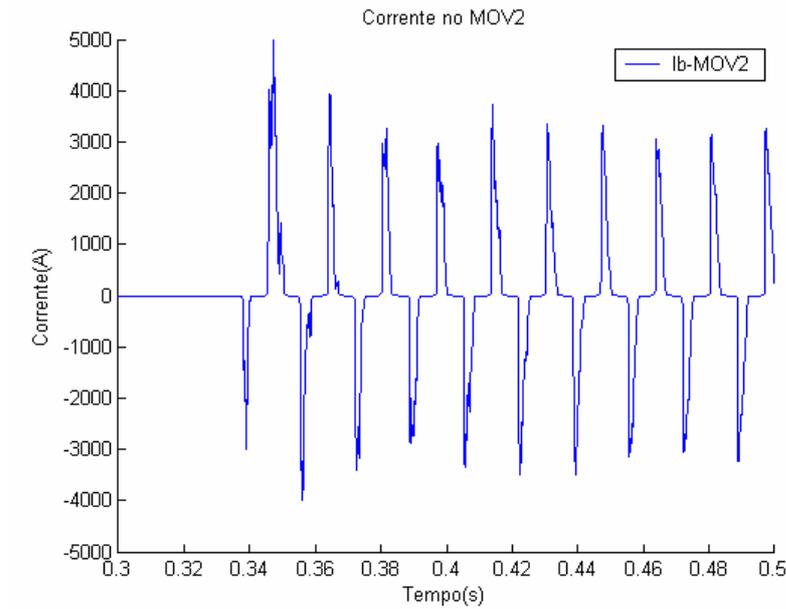


**Figura 78 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-fase-terra no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Normal**

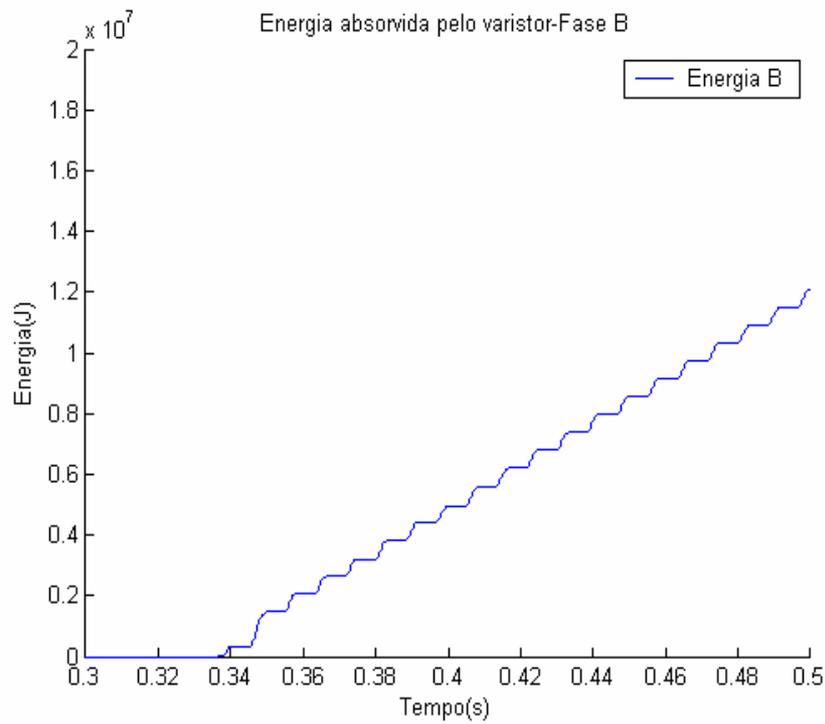
Nas Figuras 79 a 84 estão indicadas a queda de tensão nos terminais do conjunto BCS – Varistor para a compensação série total de 80% localizada no barramento B, a corrente através dos varistores das fases B e C e a evolução da energia total absorvida por estes elementos ao longo do período de tempo iniciado com a falta.



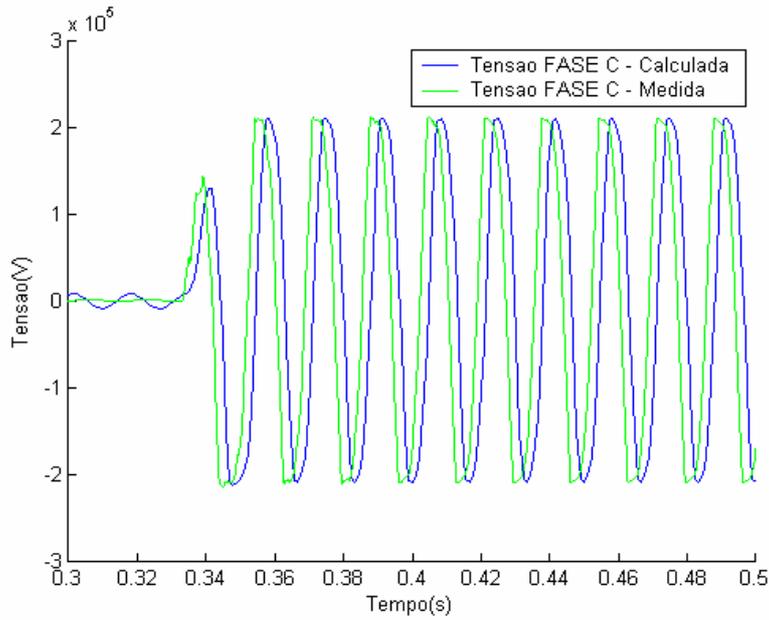
**Figura 79 - Quedas de tensão nos terminais da compensação série da fase B, como calculada pelo algoritmo do capítulo 3 e como determinada pelo programa MATLAB durante curto fase-fase-terra no ponto B, após a compensação –  $q = 25$  e  $V_{prot} = 115kV$**



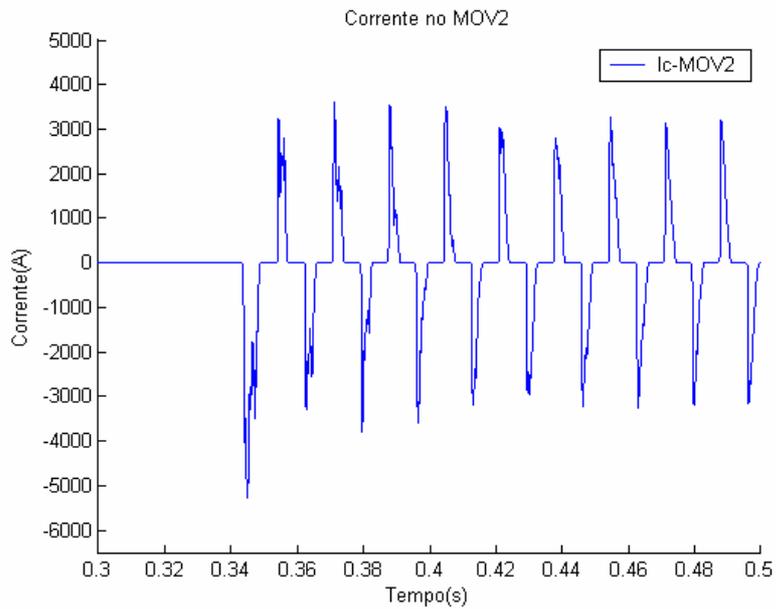
**Figura 80 - Corrente de operação no Varistor de Óxido de Zinco da fase B, na seqüência de um curto fase-fase-terra na subestação B, logo após a compensação série.  $q = 25$  e  $V_{prot} = 115kV$**



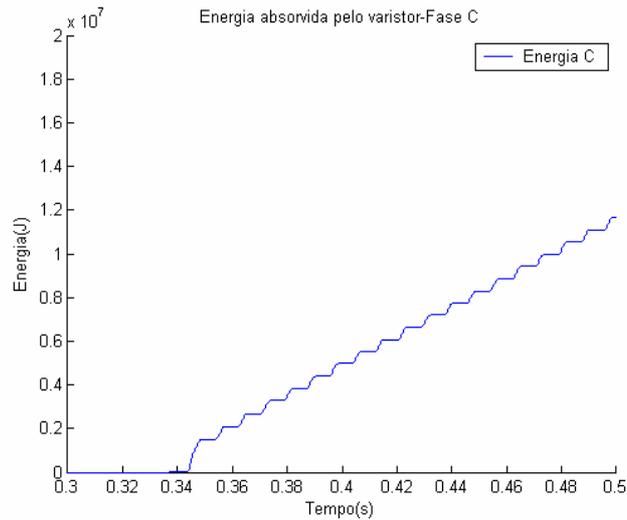
**Figura 81 - Evolução da Energia Total absorvida pelo resistor não linear da proteção dos BCS da fase B, na seqüência de um curto fase-fase-terra na subestação B, logo após a compensação série.  $q = 25$  e  $V_{prot} = 115kV$**



**Figura 82 - Quedas de tensão nos terminais da compensação série da fase C, como calculada pelo algoritmo do capítulo 3 e como determinada pelo programa MATLAB durante curto fase-fase-terra no ponto B, após a compensação –  $q = 25$  e  $V_{prot} = 115kV$**



**Figura 83 - Corrente de operação no Varistor de Óxido de Zinco da fase C, na seqüência de um curto fase-fase-terra na subestação B, logo após a compensação série.  $q = 25$  e  $V_{prot} = 115kV$**



**Figura 84 - Evolução da Energia Total absorvida pelo resistor não linear da proteção dos BCS da fase C, na seqüência de um curto fase-fase-terra na subestação B, logo após a compensação série.  $q = 25$  e  $V_{prot} = 115kV$**

## **5.8 CURTO BIFÁSICO LOGO APÓS OS CAPACITORES**

As Figuras 85 a 88 apresentam a visualização da impedância vista pelos relés de fase para curto fase-fase BC e as Figuras 89 a 94 e indicam as quedas de tensão nos terminais do conjunto BCS – Varistor para a compensação série total de 80% localizada no barramento B, as corrente através dos varistores das fases B e C e a evolução da energia total absorvida por estes elementos ao longo do período de tempo iniciado com a falta.

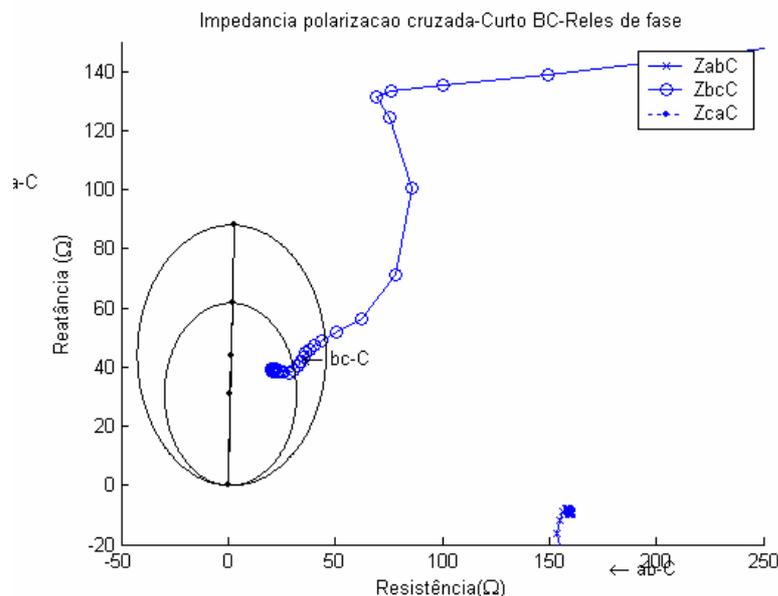
O exame da Figura 85 e 86 mostra que dentre os relés de fase apenas o relé BC apresenta tendência à operação. Enquanto na Figura 85, o relé BC está apresentando efeito de sobrealcançe devido à ação do BCS, na Figura 86 este efeito é eliminado em razão da utilização da tensão compensada do loop de falta. Vemos ainda que os relés de fase CA e AB corretamente não operam. O exame cuidadoso da Figura 85 também indica o efeito de acréscimo de resistência no loop de falta devido à ação do varistor. O efeito de redução da reatância capacitiva do BCS devido à ação do varistor pode também ser quantificado, resultando um pouco inferior a 40 ohms para a reatância total do loop de falta. A ação do varistor, portanto, está um pouco distante da condição de curto-circuito integral do capacitor.

Na Figura 86 a incorporação do efeito da compensação da queda de tensão resultou na consideração da tensão compensada do loop de falta e, portanto, na

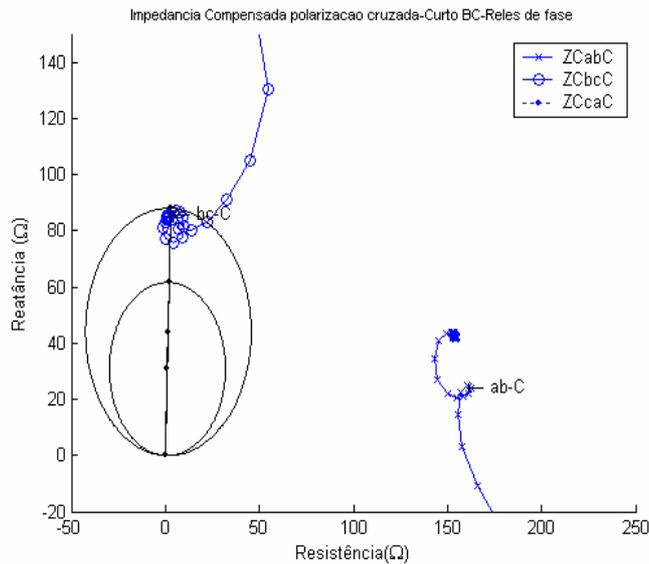
visualização da impedância próximo ao final da linha, não exatamente ao final porque a metodologia é aproximada e não exata.

As Figuras 87 e 88 permitem a verificação da visualização dos relés de terra para o mesmo defeito fase-fase. Podemos observar que enquanto a operação do relé de terra da fase C não é normalmente esperada, ela iria acontecer, provavelmente em razão da ação de acréscimo de resistência associada ao efeito de operação do varistor de óxido de zinco. Isto resultou na possibilidade de atuação, incorreta, da unidade de terra da fase C para o curto fase-fase BC. Se o círculo interno representasse, por exemplo, o alcance de primeira zona do relé, haveria a ocorrência de operação da unidade de terra da fase C, em segunda zona.

Podemos concluir, portanto, que a ação dos elementos MOV das fases B e C agem também sobre os relés de terra que, a princípio, não deveriam operar. A tendência de operação e de ação de sobrealcance existe, como se sabe, em conexão com os relés de fase, como observado na Figura 85. Mas ocorre, também, sobre os relés de terra, conforme Figura 87.

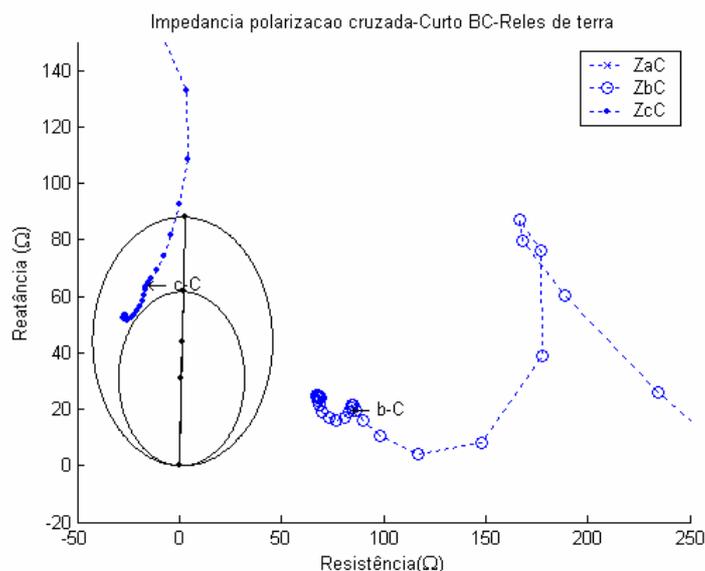


**Figura 85 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto fase-fase BC no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Cruzada.**

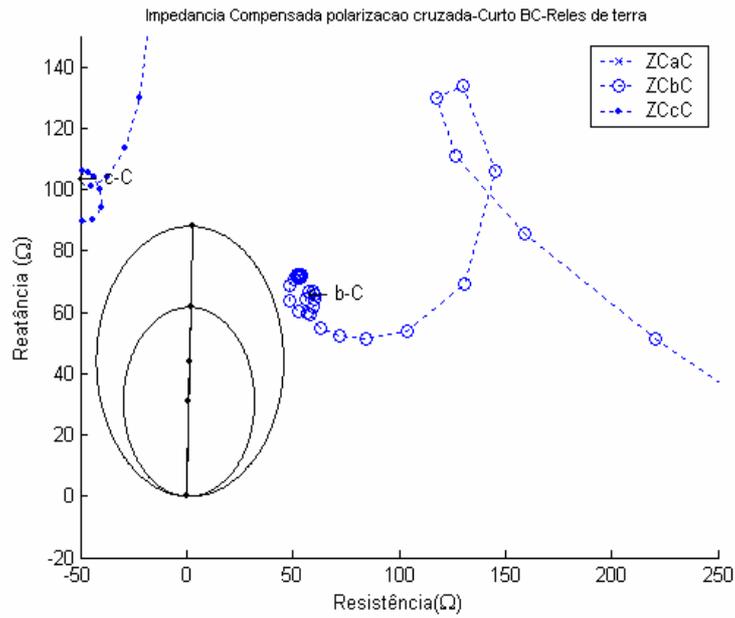


**Figura 86 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto fase-fase BC no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Cruzada e Técnica de Compensação**

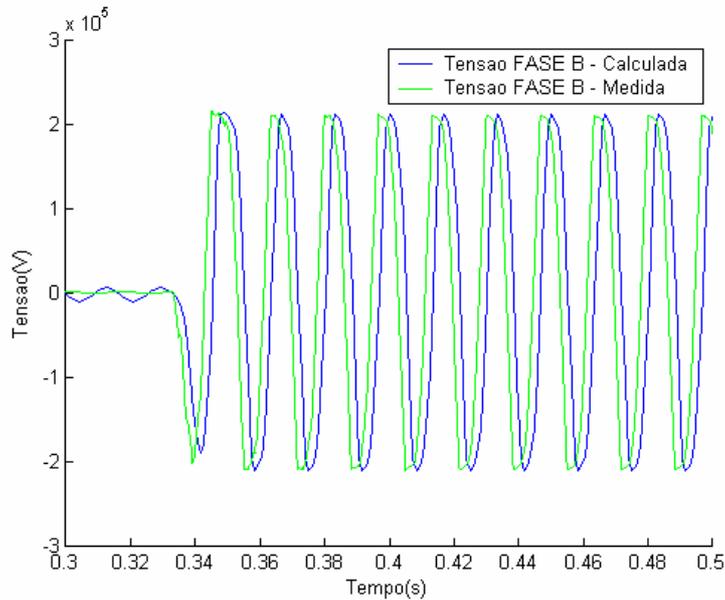
Portanto, a técnica da compensação neste caso, resultou, como indicado pelas Figuras 86 e 88 para o curto fase-fase BC, na não operação do relé de fase quando considerando sua proteção de primeira zona, como esperado, e na não operação do relé de terra, como também esperado. Havíamos antes constatado, a operação também indevida do relé de terra da fase C quando a técnica da compensação não havia sido aplicada.



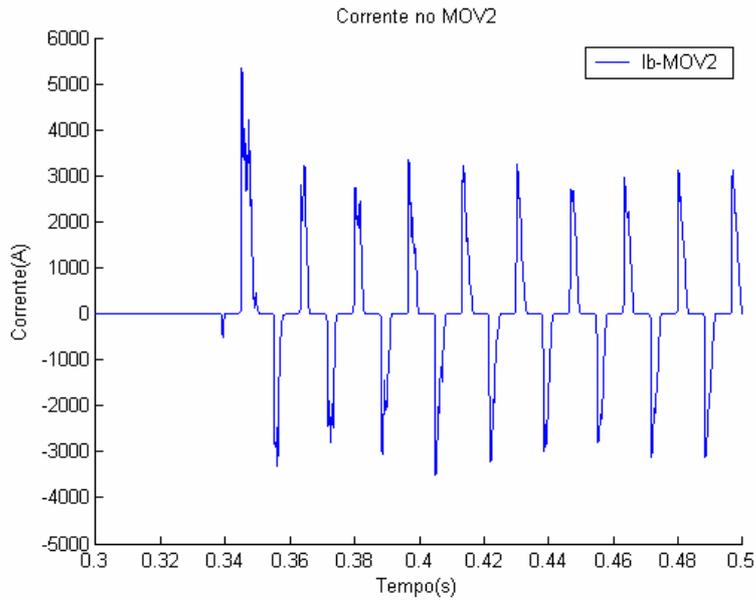
**Figura 87 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-fase BC no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Cruzada.**



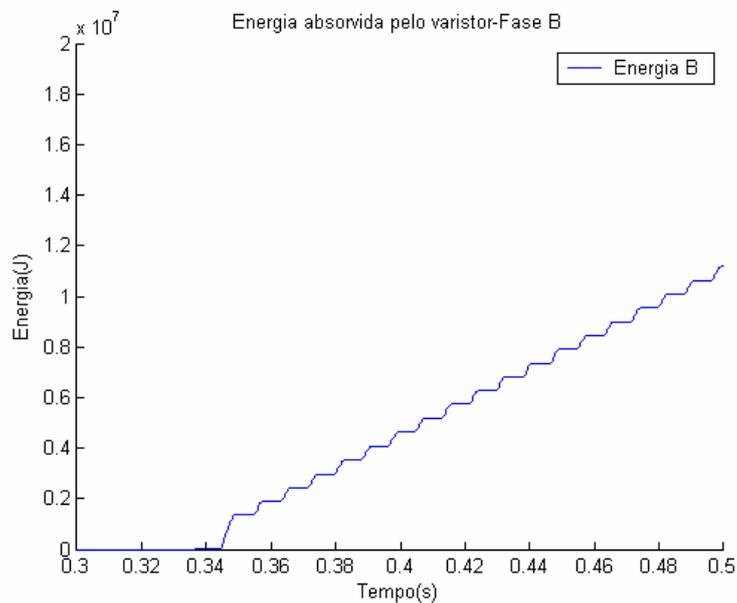
**Figura 88 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-fase BC no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Cruzada e Técnica de Compensação**



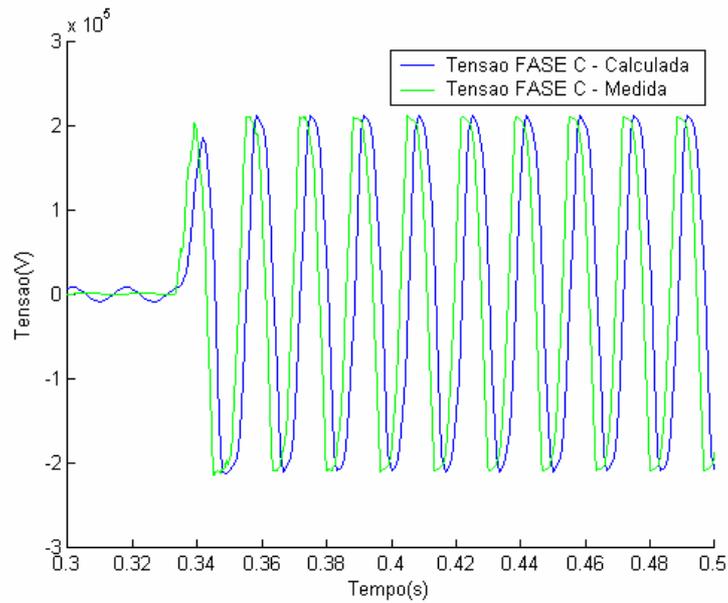
**Figura 89 - Quedas de tensão nos terminais da compensação série de fase B, como calculada pelo algoritmo do capítulo 3 e como determinada pelo programa MATLAB durante curto fase-fase BC no ponto B, após a compensação –  $q = 25$  e  $V_{prot} = 115kV$**



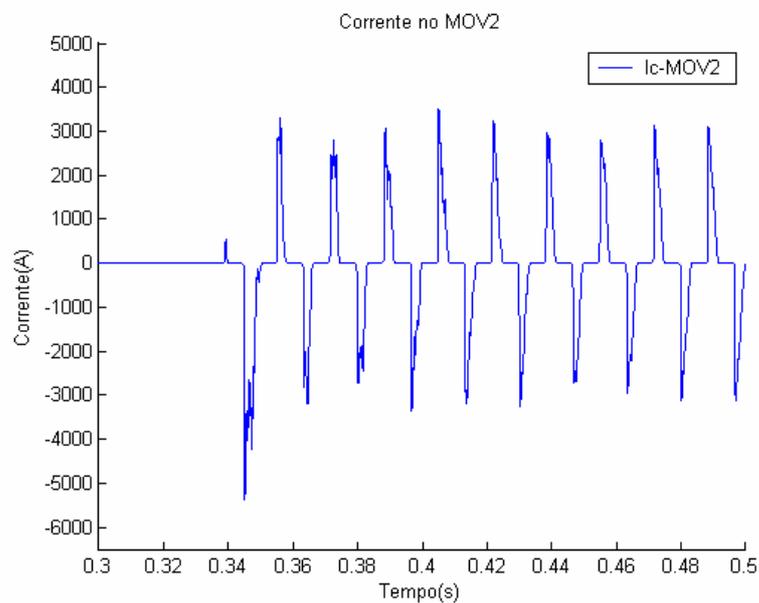
**Figura 90 - Corrente de operação no Varistor de Óxido de Zinco de fase B, na seqüência de um curto fase-fase na subestação B, logo após a compensação série.  $q = 25$  e  $V_{prot} = 115kV$**



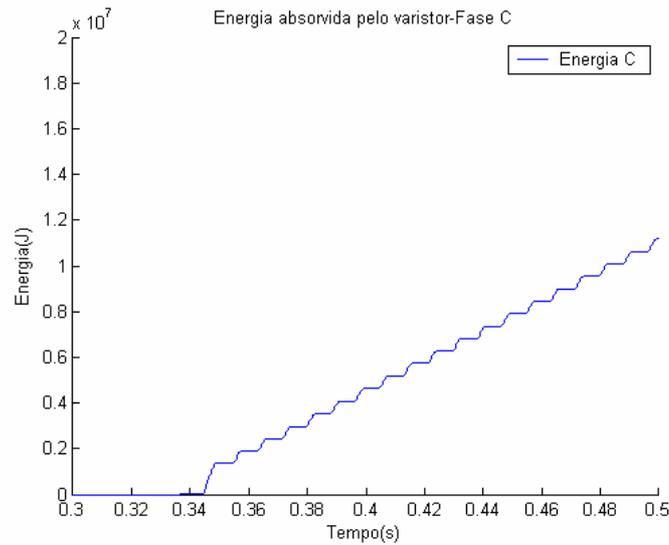
**Figura 91 - Evolução da Energia Total absorvida pelo resistor não linear da proteção dos BCS de fase B, na seqüência de um curto fase-fase na subestação B, logo após a compensação série.  $q = 25$  e  $V_{prot} = 115kV$**



**Figura 92 - Quedas de tensão nos terminais da compensação série de fase C, como calculada pelo algoritmo do capítulo 3 e como determinada pelo programa MATLAB durante curto fase-fase BC no ponto B, após a compensação –  $q = 25$  e  $V_{prot} = 115kV$**



**Figura 93 - Corrente de operação no Varistor de Óxido de Zinco de fase C, na seqüência de um curto fase-fase na subestação B, logo após a compensação série.  $q = 25$  e  $V_{prot} = 115kV$**



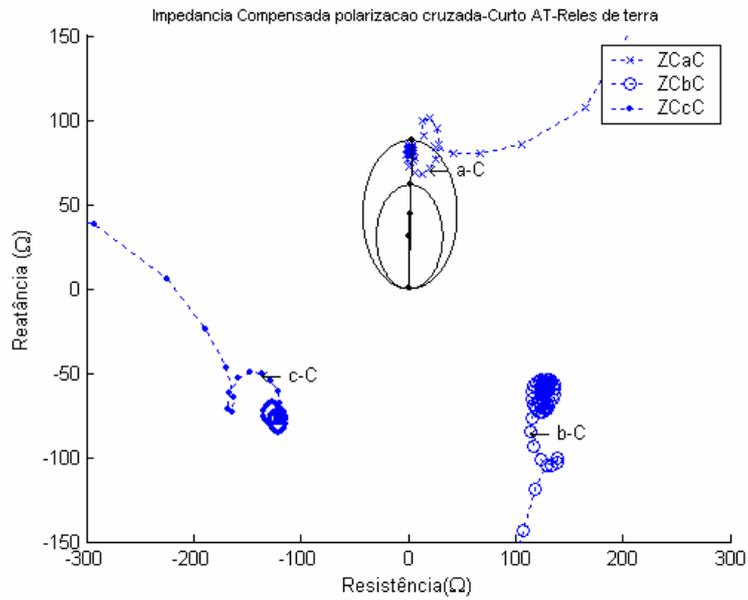
**Figura 94 - Evolução da Energia Total absorvida pelo resistor não linear da proteção dos BCS da fase C, na seqüência de um curto fase-fase na subestação B, logo após a compensação série.  $q = 25$  e  $V_{prot} = 115kV$ .**

## **5.9 CURTO MONOFÁSICO LOGO APÓS OS CAPACITORES**

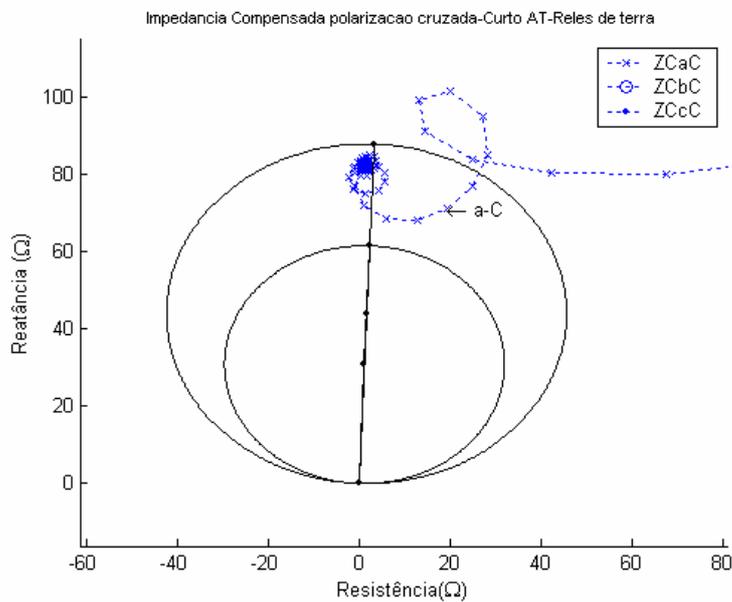
As Figuras 95 a 102 apresentam a visualização da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-terra AT e as Figuras 103 a 105 e indicam as quedas de tensão nos terminais do conjunto BCS – Varistor para a compensação série total de 80% localizada no barramento B, as corrente através do varistor da fase A e a evolução da energia total absorvida por este elemento ao longo do período de tempo iniciado com a falta.

Os gráficos apresentados resultam na conclusão de que, neste caso, a aplicação de polarização normal ou cruzada não resultou em maiores diferenças no desempenho da proteção. Com respeito à utilização da técnica de compensação, concluímos que, novamente, parece evidente o benefício da compensação, já que os casos compensados exibem a não operação em primeira zona e a possível operação em segunda.

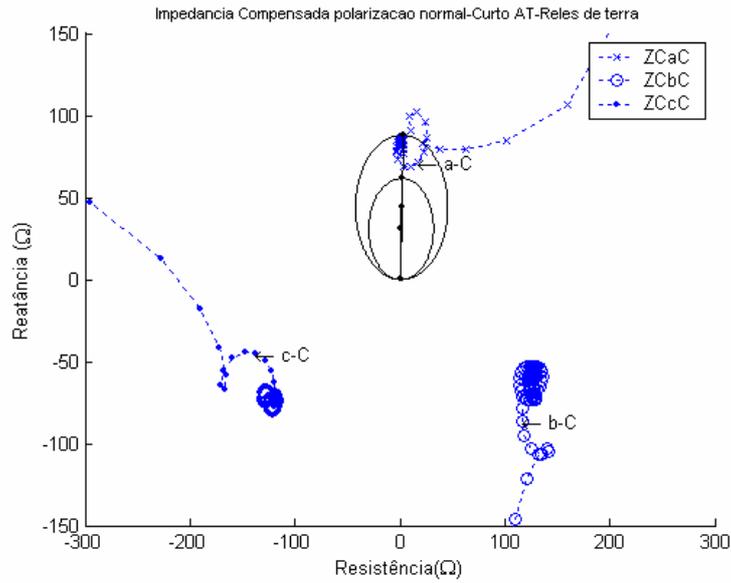
Na Figura 105, observamos a pequena atividade de absorção de energia por parte do varistor da fase A, indicativo de pequena ação de redução de sobretensão, provavelmente em razão da amplitude relativamente menor da corrente de curto, mesmo após a compensação série.



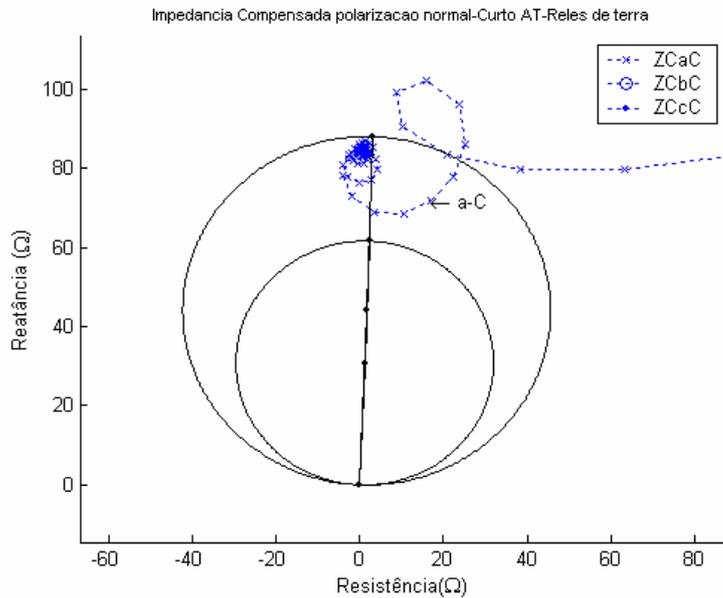
**Figura 95 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-terra AT no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Cruzada.**



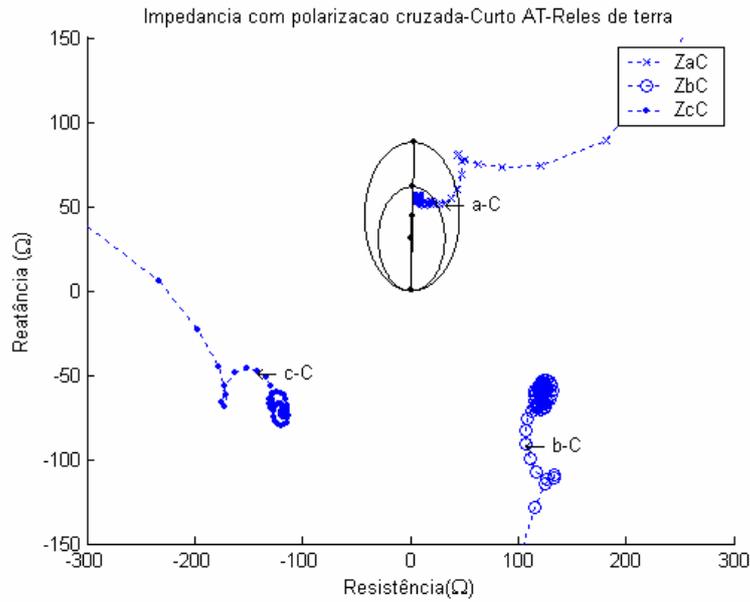
**Figura 96 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-terra AT no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Cruzada e Técnica de Compensação**



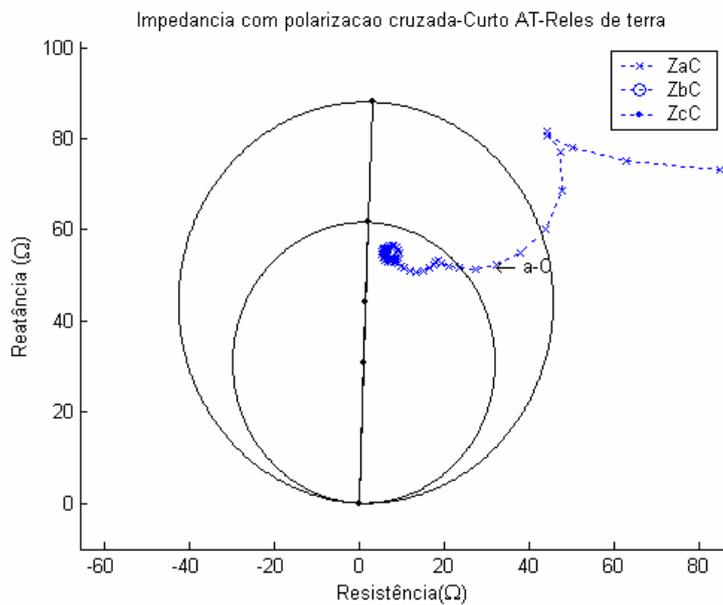
**Figura 97 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-terra AT no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Normal e Técnica de Compensação**



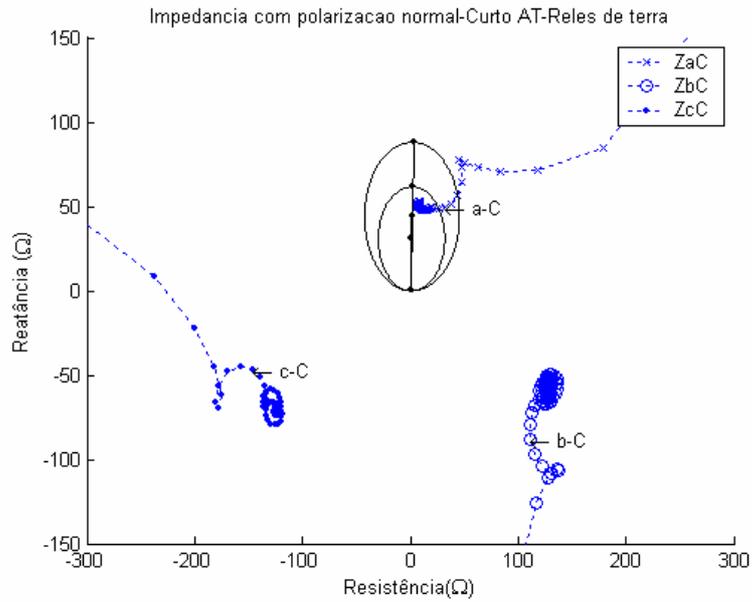
**Figura 98 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra da fase A para curto fase-terra AT no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Cruzada e Técnica de Compensação**



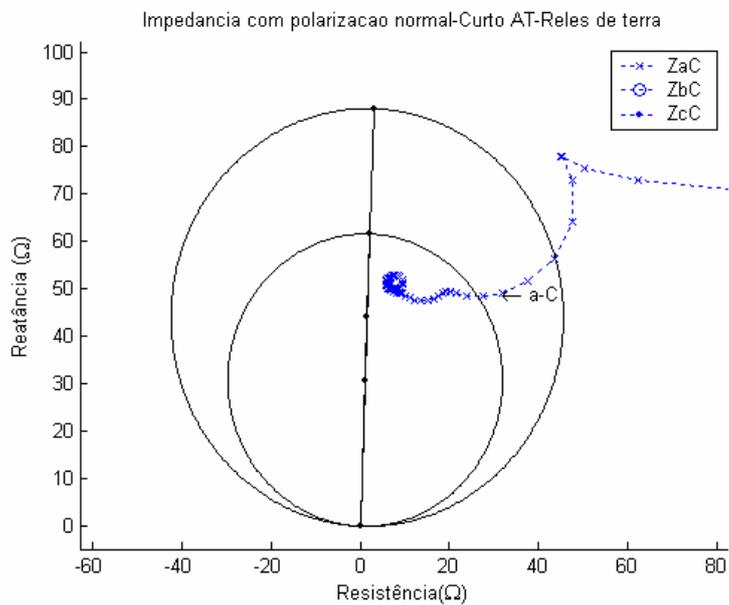
**Figura 99 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-terra AT no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Cruzada**



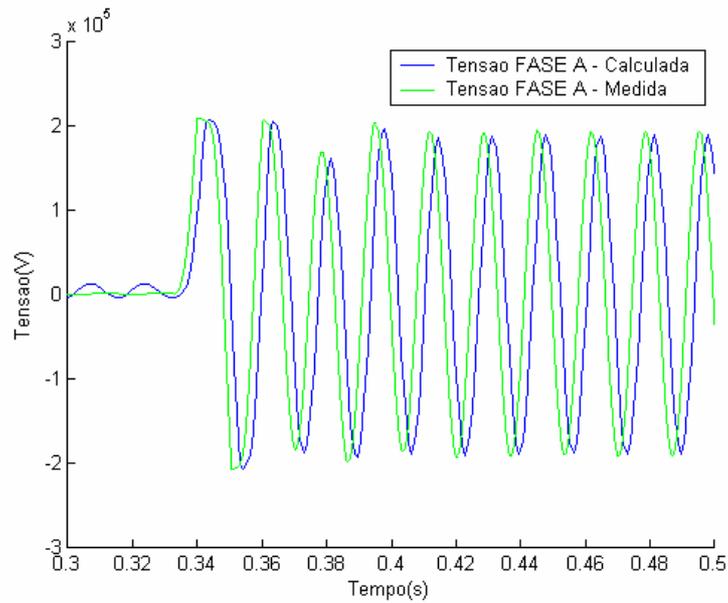
**Figura 100 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-terra AT no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Cruzada**



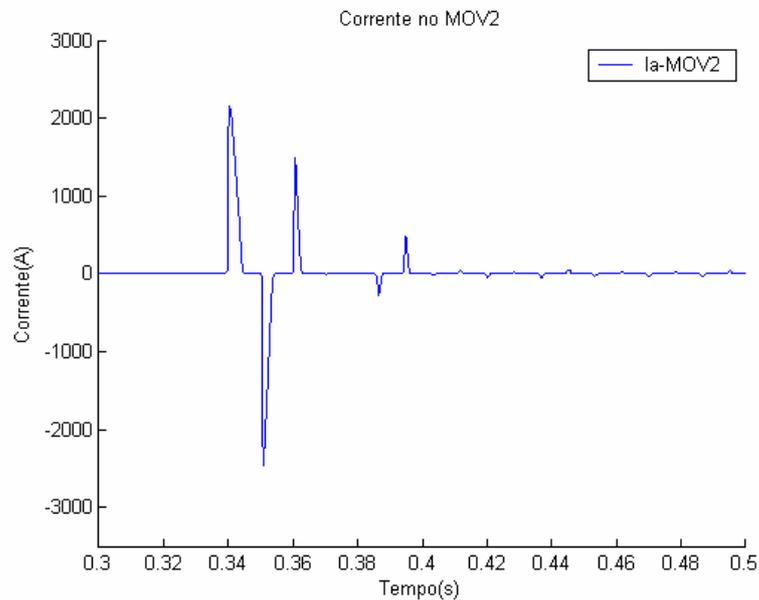
**Figura 101 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-terra AT no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Normal**



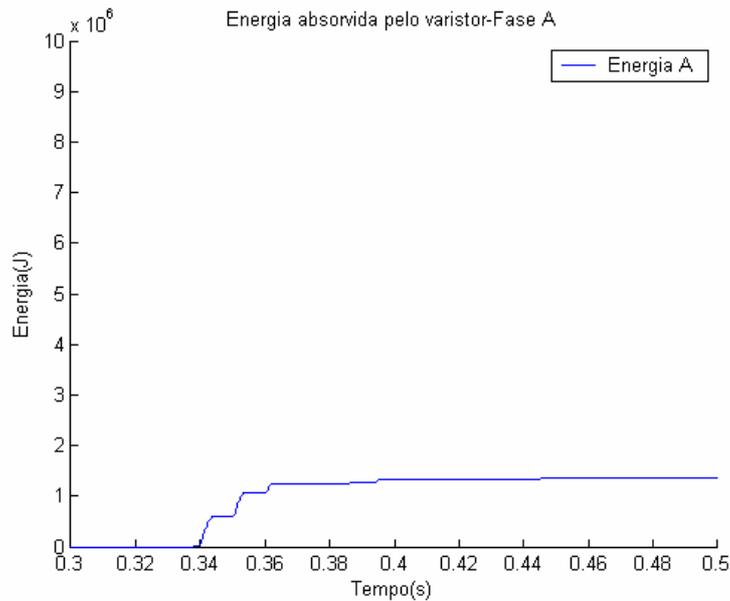
**Figura 102 - Trajetória da impedância vista pelos relés de terra para curto fase-terra AT no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Normal**



**Figura 103 - Quedas de tensão nos terminais da compensação série de fase A, como calculada pelo algoritmo do capítulo 3 e como determinada pelo programa MATLAB durante curto fase-terra AT no ponto B, após a compensação –  $q = 25$  e  $V_{prot} = 115kV$**



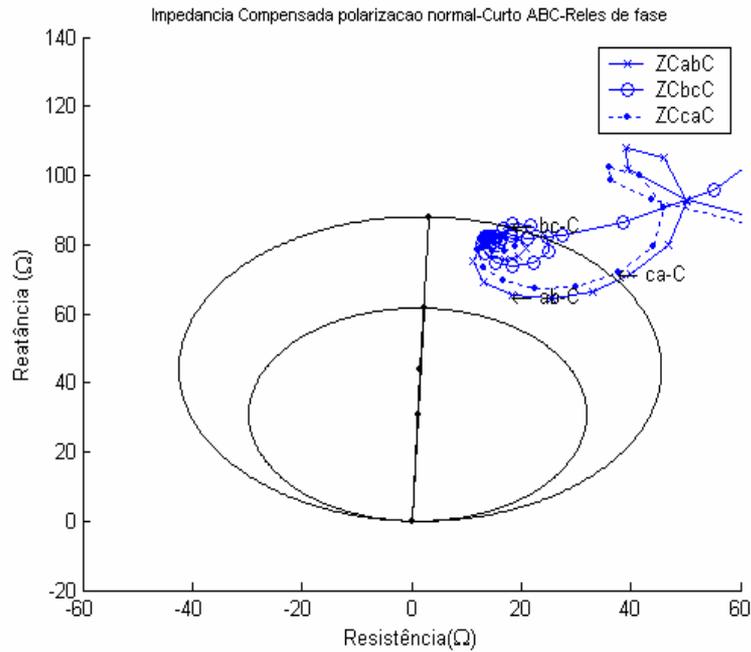
**Figura 104 - Corrente de operação no Varistor de Óxido de Zinco fase A, na seqüência de um curto fase-terra na subestação B, logo após a compensação série.  $q = 25$  e  $V_{prot} = 115kV$**



**Figura 105 - Evolução da Energia Total absorvida pelo resistor não linear da proteção dos BCS de fase A, na seqüência de um curto fase-terra na subestação B, logo após a compensação série.  $q = 25$  e  $V_{prot} = 115kV$ .**

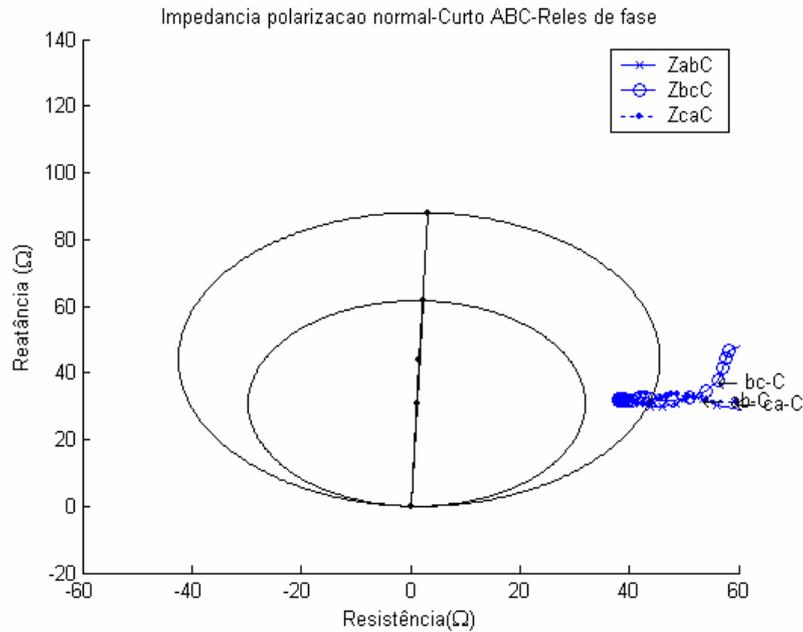
A Figura 106 apresenta resultado de visualização da trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto trifásico na barra B, logo após o BCS, carregamento nulo na transmissão, mas agora incluindo resistência de falta no valor de 10 ohms. Podemos verificar, comparando esta figura com a Figura 67 que o efeito resultante é de aumento da resistência vista pelos relés de fase, na mesma ordem de grandeza dos 10 ohms.

A Figura 107 mostra novamente o efeito da resistência de falta de 10 ohms, mas agora para o caso não compensado, carregamento nulo e polarização normal, resultando na operação da proteção em segunda zona, ao invés de em primeira, como verificado pelo exame da Figura 66.



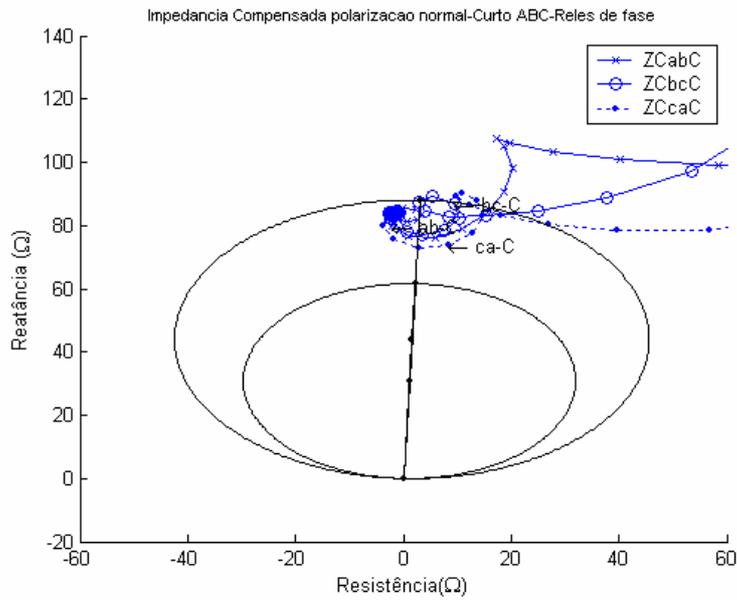
**Figura 106 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto trifásico no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Normal e Técnica de Compensação, Carregamento Nulo e resistência de falta de  $10\Omega$**

As Figura 108 e 109 apresentam resultado de visualização da trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto trifásico na barra B, logo após o BCS, mas agora com alteração no carregamento da transmissão para 900 MW na direção do barramento A para o barramento B do sistema elétrico. Na Figura 108 não se considera resistência de falta, enquanto na Figura 109 a resistência de falta é fixada no valor de 10 ohms. Podemos verificar, comparando estas figuras entre si que o efeito resultante é de aumento da resistência vista pelos relés de fase, em valor superior a 10 ohms. Observa-se, ainda um efeito de redução da reatância do loop de falta que pode ser associado ao carregamento de 900 MW na direção A  $\Rightarrow$  B. Esta alteração de reatância não se manifestou no caso de carregamento nulo.

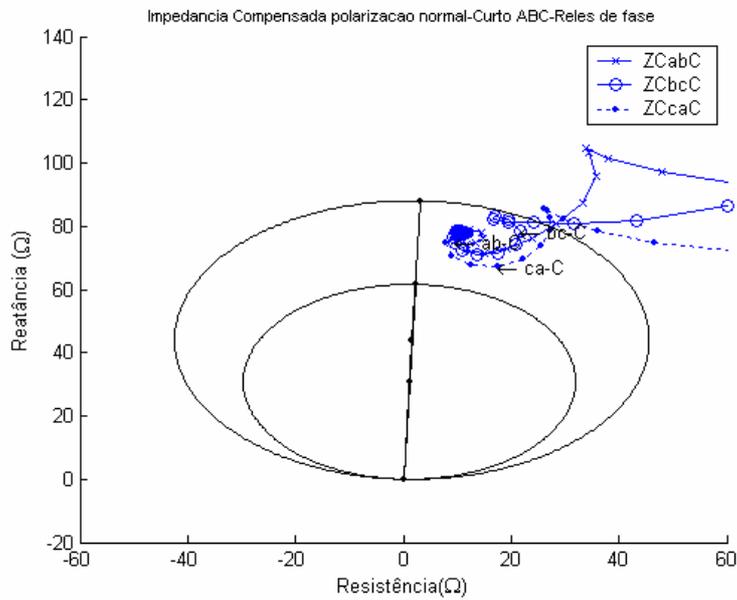


**Figura 107 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto trifásico no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Normal, Carregamento Nulo e resistência de falta de 10Ω**

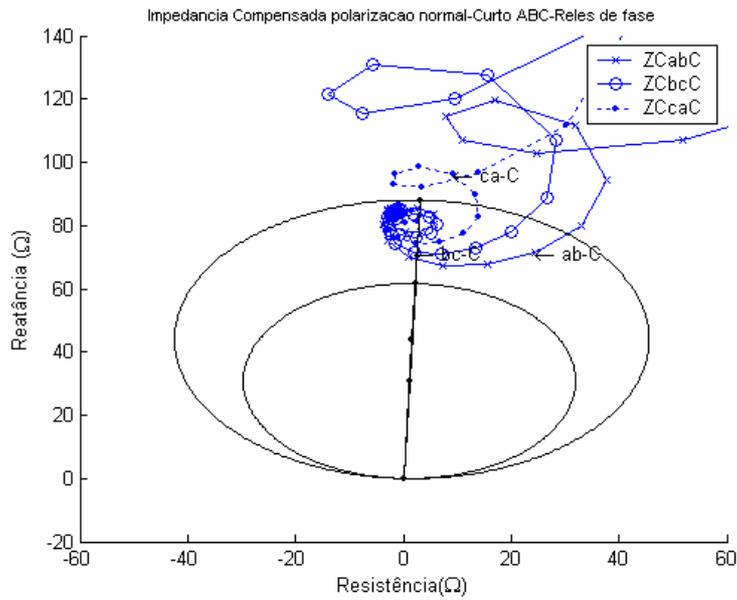
As Figura 110 e 111 apresentam resultado de visualização da trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto trifásico na barra B, logo após o BCS, mas agora com alteração no carregamento da transmissão para  $-900$  MW, ou seja 900 MW na direção do barramento B para o barramento A do sistema elétrico. Na Figura 110 não se considera resistência de falta, enquanto na Figura 111 a resistência de falta é fixada no valor de 10 ohms. Podemos verificar, comparando estas figuras entre si que o efeito resultante é, novamente de aumento da resistência vista pelos relés de fase, em valor superior a 10 ohms. Observa-se, entretanto, um efeito de aumento da reatância do loop de falta que pode ser associado ao carregamento de 900 MW na direção B =>A.



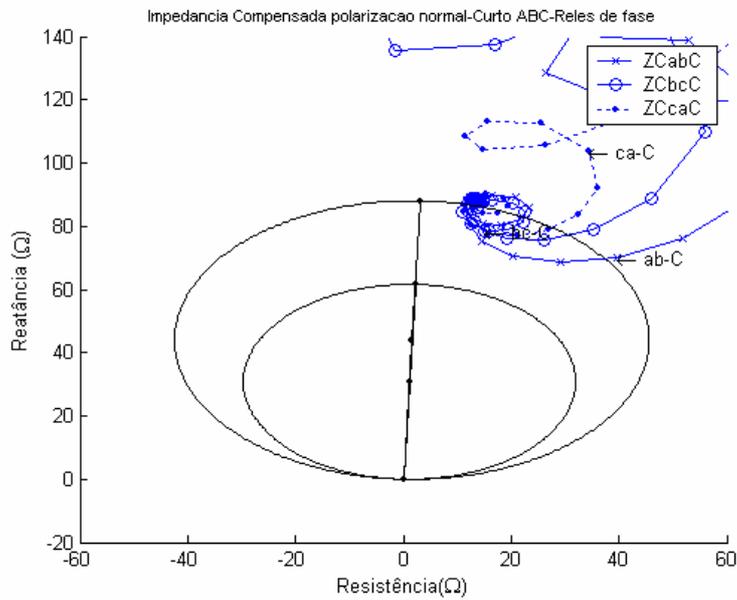
**Figura 108 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto trifásico no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Normal e Técnica de Compensação, Carregamento +900MW sem resistência de falta**



**Figura 109 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto trifásico no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Normal e Técnica de Compensação, Carregamento +900MW, Resistência de falta de 10Ω.**



**Figura 110 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto trifásico no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Normal e Técnica de Compensação, Carregamento -900MW sem resistência de falta**



**Figura 111 - Trajetória da impedância vista pelos relés de fase para curto trifásico no ponto B, logo após a compensação, com indicação de característica MHO, para Polarização Normal e Técnica de Compensação, Carregamento -900MW com resistência de falta de 10Ω**

## 6 CONCLUSÕES E PROPOSTAS

O presente trabalho procurou avaliar o desempenho de um sistema de proteção de distância no contexto da operação dos varistores de óxido de zinco conectados em paralelo com bancos de capacitores utilizados na composição da compensação série aplicada aos sistemas de transmissão de AT e EAT.

Para isto lançou-se mão da capacidade de representação do programa MATLAB para simulação do desempenho de um sistema de transmissão composto por 2 fontes de tensão terminais, em série com um transformador elevador e com dois circuitos de transmissão de 250 km cada. Lançou-se mão também de representação dos canais de tensão e corrente disponíveis para modelagem do sistema de proteção, a partir da qual foram incorporadas as seguintes facilidades no presente trabalho de mestrado:

a) um algoritmo para cálculo aproximado da queda de tensão desenvolvida nos terminais do banco de capacitores, a partir das amostras de corrente (16 pontos por ciclo) disponibilizados pela resposta do canal de tensão do sistema de proteção representado.

b) um outro algoritmo relativo à transformada de Fourier discreta também aplicada sobre as amostras de tensão e corrente para extração da impedância de seqüência positiva do loop de falta. O objetivo deste último algoritmo foi servir como identificador do posicionamento da falta, antes ou após o capacitor.

Em adição foram definidos parâmetros para especificação do desempenho não linear dos varistores a óxido de zinco, visando a utilização destes na proteção contra sobretensões desenvolvidas sobre os bancos de capacitores série aplicados ao sistema de transmissão analisado no seguimento à ocorrência de falta do tipo curto-circuito.

As simulações para verificação do desempenho dos relés de proteção de fase e de neutro frente aos curto-circuitos trifásico, fase-fase, fase-fase-terra e fase-neutro foram implementadas, a partir das quais diversas conclusões foram obtidas.

Foi atestado o bom comportamento do sistema de proteção frente aos curtos mencionados após a compensação série e do método para compensação da queda de tensão nos BCS's através da visualização no plano R-X das impedâncias vistas pelos

elementos de distância de fase e de terra. A comparação dos casos incorporando ou não a queda de tensão nos BCS's mostrou que quando a tensão compensada é considerada como sinal de polarização de tensão, a tendência à sobrealcançe exibida pelo sistema de proteção pode ser evitada.

A metodologia de avaliação da impedância de falta a partir da tensão compensada mostrou ainda a possibilidade de se evitar a operação incorreta de relés de terra em caso de ocorrência de curtos fase-fase (operação indevida).

Foi verificado, ainda, que a operação dos resistores não lineares de óxido de zinco confere maior estabilidade à operação do sistema de proteção, na medida em que curto-circuita os capacitores no seguimento às faltas e reduz sobremaneira a amplitude das componentes subsíncronas das correntes de curto. Na ausência ou no caso de pequena participação destas componentes nas correntes de curto-circuito, a discriminação da amplitude e fase das correntes e tensões pelos algoritmos digitais fasoriais se torna muito mais efetiva e precisa.

Diversas outras conclusões são apresentadas no capítulo 5 por ocasião da apresentação dos casos simulados e não serão aqui repetidas.

Como proposta para trabalhos futuros visando tratar de assuntos que não foram resolvidas de forma satisfatória no contexto deste trabalho, podemos citar:

O desenvolvimento de um algoritmo para execução da Transformada de Fourier Discreta para um sistema série RLC, de forma a possibilitar a efetiva identificação do posicionamento da falta quando o capacitor está presente no loop de falta. No presente trabalho, a identificação foi feita de forma precisa apenas quando as faltas foram aplicadas antes da compensação série (capacitor fora do loop de falta).

A avaliação do efeito da compensação série sobre os limites de estabilidade no contexto da representação dos varistores de óxido de zinco e de diferentes ajustes em sua tensão de disparo.

O estudo dos efeitos dos diferentes sinais de polarização disponíveis pela proteção de distância quando considerando a representação da proteção dos BCS's dos sistemas de transmissão compensados.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS:

[1] MADZAREVIC, V., TSENG, F.K., WOO, D.H. NIEBURHR, W.D., ROCAMORA, R.G., “*Overvoltages on EHV Transmission Lines Due to Faults and Subsequent Bypassing of Series Capacitors*”, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-96, no. 6, pp. 1847 – 1855, Nov/Dec 1977.

[2] JOHNS, A.T., MARTIN, M.A., “*Fundamental Digital Approach to the Distance Protection of EHV Transmission Lines*”, Proceedings of the IEE, Power, Vol. 125, no.5, May 1978.

[3] HAMMAN, J.R., MISKE Jr., S.A., JOHNSON, I.B., COURTS, A.L., “*A Zinc Oxide Varistor Protective System for Series Capacitors*”, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-100, no. 3, pp. 929 – 937, March 1981.

[4] GOLDSWORTHY, D.L., “*A Linearized Model for MOV-Protected Series Capacitors*”, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. PWRS-2, no. 4, pp. 953 – 957, November 1987.

[5] CUTLER, J.M., SUBLICH M., “*Parametric Study of Varistor Energy Requirements for 500 KV Series Capacitors*”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 3, no. 4, pp. 1642 – 1649, October 1988.

[6] OLIVEIRA, S.E.M., GARDOS, I., FONSECA, E.P., “*Representation of Series Capacitors in Electric Power System Stability Studies*”, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 6, no. 3, pp. 1119 – 1125, August 1991.

[7] LUCAS, J.R., McLAREN P.G., “*A Computationally Efficient Model for Series Compensation Studies*”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 6, no. 4, pp. 1491 – 1497, October 1991.

[8] MARTTILA, R.J., “*Performance of Distance Relay Mho Elements on MOV-Protected Series-Compensated Transmission Lines*”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 7, no. 3, pp. 1167 – 1176, July 1992.

[9] KEZUNOVIC, M., AGANAGIC, M., McKENNA, S., HAMAI, D., “*Computing Responses of Series Compensation Capacitors with MOV Protection in Real-Time*”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 10, no. 1, pp. 244 – 251, January 1995.

[10] GHASSEMI, F., GOODARZI, J., JOHNS, A.T., “*Method to Improve Digital Distance Relay Impedance Measurement when Used in Series Compensated Lines Protected by a Metal Oxide Varistor*”, IEE Proceedings on Generation, Transmission and Distribution, Vol. 145, no. 4, pp. 403 – 408, July 1998.

[11] SAHA, M.M., IZYKOWSKI, J., ROSOŁOWSKI, E., KASZTENNY, B., “A “A New Accurate Fault Locating Algorithm for Series Compensated Lines”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 13, no. 3, pp. 789 – 797, July 1999.

[12] XIAOMIN, N., WEI, S., “A New MOV Linearized Model Base don Harmonic Analysis for Series Compensated Studies”, IEE High Voltage Engineering Symposium, Conference Publication no. 467, 2.329 – 2.332.P1, August 22 – 27, 1999.

[13] GARCIA, F. R., MISKE, S.A., “A Utilização da Compensação Série Passiva: Economia, Simplicidade e Confiabilidade”, XV Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, Grupo VIII – Subestações e Equipamentos Elétricos, 17 a 22 de Outubro de 1999, Foz do Iguaçu, Paraná.

[14] SADEH, J., HADJSAID, N., RANJBAR, A.M., FEUILLET, R., “Accurate Fault Location Algorithm for Series Compensated Transmission Lines”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 15, no. 3, pp. 1027 – 1033, July 2000.

[15] SAHA, M.M., KASZTENNY, B., ROSOŁOWSKY, E., IZYKOWSKI, J., “First Zone Algorithm for Protection of Series Compensated Lines”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 16, no. 2, pp. 200 – 207, April 2001.

[16] GOPALAKRISHNAN, A., MACGREGOR, D.M., THOR, T., “Implementation of a MOV Computation Method within a Protection System Simulation”, IEE Conference Publication no. 479 on Developments in Power System Protection, pp. 363 – 366, 2001.

[17] SOLLERO, R.B., ORDACGI Fo., J.M., MORAES, R.M., “ Aspectos de Discriminação da Direcionalidade de Proteções de Linhas com Compensação Série”, VIII Seminário Técnico de Proteção e Controle, VIII STPC, Artigo ST-02, Rio de Janeiro, RJ, 28 Junho a 1 Julho, 2005.

[18] MORAES, R.M., ORDACGI Fo., J.M., SOLLERO, R.B., “Effects of Polarizing Voltages on the Choice of Distance Protections for Series Compensated Transmission Lines”, Publicação do Study Committee B5 Colloquium da CIGRÉ, Calgary, Canadá, 14 – 16 September, 2005.

[19] ORDACGI Fo., J.M., MORAES, R.M., SOLLERO, R.B., “Efeitos de Diferentes Polarizações no Comportamento das Proteções de Distância de Linhas Compensadas por Capacitores Série”, XVIII Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, Grupo V – Proteção, Medição e Controle, 16 a 21 de Outubro de 2005, Curitiba, Paraná.

[20] RESENDE, F. M, “Capacitores Série do Sistema de Itaipu Características Elétricas Básicas”, IX Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, Grupo IV – Sistemas de Potência, 25 a 29 de Outubro de 1987, Belo Horizonte, Minas Gerais.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

---

[21] D'AJUZ, A., RESENDE, F.M., DIAS, L.E.N., NUNES, I.G., CARVALHO, F.M.S., MORAIS, S.A., PEREIRA, M.P., KASTRUP FILHO, O., AMON FILHO, J., “ *Equipamentos Elétricos: Especificação e Aplicação em Subestações de Alta Tensão*”, Rio de Janeiro: FURNAS, 1985.

[22] IEEE, *Series Capacitor Bank Protection*, IEEE Power Engineering Society, Special Publication, 1998.

[23] D'AJUZ, A., FONSECA, C.S., DIAS, L.E.N., ESMERALDO, P.C.V., CARVALHO, F.M.S., VAISMAN, R., PEREIRA, M.P., FRONTIN, S.O., AMON FILHO, J., “ *Transitórios Elétricos e Coordenação de Isolamento: Aplicação em Sistemas de Potência de Alta Tensão*”, Rio de Janeiro: FURNAS, 1987.

[24] 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.