

PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA EM LINHAS DE TRANSMISSÃO  
COM COMPENSAÇÃO SÉRIE

Juarez de Jesus Oliveira

TESE 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. Glauco Nery Taranto, Ph. D.

---

Prof. Marco Antonio Macciola Rodrigues, D. Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

JULHO DE 2005

OLIVEIRA, JUAREZ DE JESUS

Proteção de Distância em Linhas de Transmissão com Compensação Série [Rio de Janeiro] 2005

XI, 101 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc., Engenharia Elétrica, 2005)

Tese – Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE

1. Proteção de Sistemas Elétricos
2. Transmissão em Corrente Alternada
3. Compensação Série
4. Relés de Proteção

I. COPPE/UFRJ    II. Título (série)

*DEDICATÓRIA*

*OFEREÇO ESTE TRABALHO  
A MINHA MÃE CECÍLIA,  
A MEU PAI WALDER,  
A MEU FILHO GABRIEL,  
A MINHA TIA NICE E  
A MINHA IRMÃ VANI*

*OBRIGADO,  
JUAREZ*

## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço ao orientador da tese, Professor Sebastião, pela colaboração, pelo empenho e pelo apoio irrestrito oferecidos durante todo o período de realização do trabalho de pesquisa e durante os cursos de Proteção e Corrente Contínua oferecidos pelo Programa de Engenharia Elétrica da COPPE/UFRJ.

Agradeço ainda aos Professores Antonio Carlos Ferreira e Glauco Nery Taranto e aos amigos Márcio e Otton pelo apoio e pelo incentivo compartilhados nas longas jornadas de estudo em conjunto.

Ao amigo de longa data Paulo Pires agradeço por toda ajuda e compreensão neste período difícil de minha vida.

Espero que os resultados desta pesquisa possam servir como referência aos novos alunos.

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

PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA EM LINHAS DE TRANSMISSÃO COM  
COMPENSAÇÃO SÉRIE

Juarez de Jesus Oliveira

Julho/2005

Orientador: Sebastião Ércules Melo de Oliveira

Programa: Engenharia Elétrica

Este trabalho tem por objetivo avaliar as dificuldades para ação correta de um sistema de proteção baseado em relés digitais para linhas de transmissão compensadas por capacitores série frente a curto circuitos envolvendo ou não componentes de seqüência zero.

A partir dos sinais trifásicos de resposta frente a curto-circuito produzida por linha de transmissão em circuito simples, são feitas simulações do desempenho transitório dos transformadores de corrente e de potencial e analisadas as respostas produzidas após pré-filtragem analógica e filtragem digital dos sinais obtidos. Estes sinais permitem definir o lugar geométrico da impedância vista pelos relés digitais no plano R – X. O efeito da compensação série sobre as amplitudes das correntes de curto e sobre a forma dos sinais captados pelos relés de distância é investigado.

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

DISTANCE PROTECTION APPLIED TO SERIES COMPENSATED  
TRANSMISSION LINES

Juarez de Jesus Oliveira

July/2005

Advisor: Sebastião Ércules Melo de Oliveira

Department: Electrical Engineering

This thesis deals with the evaluation of the difficulties for proper response of a distance protection system based on digital relays for a series compensated transmission system line against short-circuits presenting or not presenting zero sequence components.

Starting from three-phase signal response produced by short-circuits in a single-circuit transmission line, the transient behavior of current and potential transformers are simulated and the response produced by analog and digital filtering are investigated. Then, the signals obtained in a form of impedance seen by the digital relays are analyzed on the resistance – reactance plane. The effect of the series compensation on the short-circuit amplitudes and on the shape of the signals captured by the distance relays is verified.

## PRINCIPAIS SÍMBOLOS E VARIÁVEIS

A / D	=	Analógico / Digital
CA	=	Corrente Alternada
CC	=	Corrente Contínua
CCAT	=	Corrente Contínua em Alta Tensão
CPU	=	Central Processing Unit
DCP	=	Divisor de potencial capacitivo
EMTP	=	Eletromagnetic Transient Program
EPRI	=	Edson Politechnic Research Institute
EPRI/DCG	=	EPRI Development Coordinating Group
IEEE	=	Institute of Electrical and Electronics Engineers
MOV	=	Metal Oxide Varistor
MATLAB	=	Matrix Laboratory
RTDS	=	Real Time Digital Simulator
S/H	=	Sample and Hold
TACS	=	Transient Analysis of Control System
TC	=	Transformador de corrente
TNA	=	Transient Network Analyser
TP	=	Transformador de potencial
$C_1$	=	Capacitância equivalente superior do DCP
$C_2$	=	Capacitância equivalente inferior do DCP

$C_F$	=	Capacitância do filtro analógico
$F_1, F_2$	=	Fontes equivalentes para o Sistema de Transmissão CA
$f_P$	=	frequência de corte do filtro de Butterworth (Hz)
$f_S$	=	frequência síncrona (Hz)
$h_1$	=	Grau de compensação série do circuito AB de transmissão
$h_2$	=	Grau de compensação série do circuito BC de transmissão
$i_m$	=	Corrente de magnetização do TC referida ao secundário
$i_{mv}$	=	Corrente de magnetização do TP referida ao secundário
$i_P$	=	Corrente no enrolamento primário do TC
$i_{PV}$	=	Corrente no enrolamento primário do TP
$i'_P$	=	Corrente no primário do TC referida ao secundário
$i'_{PV}$	=	Corrente no primário do TP referida ao secundário
$i_R$	=	Corrente de perdas magnéticas do TC referida ao secundário
$i_{RV}$	=	Corrente de perdas magnéticas do TP referida ao secundário
$i_S$	=	Corrente no enrolamento secundário do TC
$i_{SV}$	=	Corrente no enrolamento secundário do TP
$L_{BV}$	=	Indutância da carga do transformador de potencial
$L_D$	=	Indutância do indutor do divisor capacitivo de potencial
$L_F$	=	Indutância do filtro analógico

$L_m$	=	Indutância de magnetização do transformador de corrente
$L_{mv}$	=	Indutância de magnetização do transformador de potencial
$L_p$	=	Indutância do primário do TC referida ao secundário
$L_{pv}$	=	Indutância do primário do TP referida ao secundário
$L_s$	=	Indutância do enrolamento secundário do TC
$L_{sv}$	=	Indutância do enrolamento secundário do TP
$L'_{sv}$	=	Indutância total no circuito secundário do TP ( $L_{sv} + L_D$ )
$N_1, N_2, N_3$	=	Potência reativa da compensação em derivação do sistema CA
$R$	=	Parte resistiva da impedância vista pelo relé de distância
$R_{ad}$	=	Resistência (adicional) de carga do TC
$R_B$	=	Resistência do sinal de tensão de saída do TC
$R_{BV}$	=	Resistência de carga do transformador de potencial
$R_D$	=	Resistência do indutor do divisor capacitivo de potencial
$R_F$	=	Resistência do filtro analógico
$R_m$	=	Resistência de perdas magnéticas do transformador de corrente
$R_{mv}$	=	Resistência de perdas magnéticas do TP
$R_p$	=	Resistência do enrolamento primário do TC
$R_{pv}$	=	Resistência do enrolamento primário do TP
$R_s$	=	Resistência do enrolamento secundário do TC

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

# ÍNDICE

<b>1</b>	<b>Introdução .....</b>	<b>01</b>
1.1	Histórico .....	04
1.2	Objetivo .....	11
1.3	Estrutura do Texto .....	12
<b>2</b>	<b>Modelagem dos Elementos Básicos da Proteção de Distância .....</b>	<b>14</b>
2.1	Introdução .....	14
2.2	O Sistema de Transmissão.....	15
2.3	Transformador de Corrente .....	17
2.4	Divisor Capacitivo e Transformador de Potencial .....	19
2.5	Filtragem Anti-Aliasing .....	21
<b>3</b>	<b>Sistemas de Proteção Utilizados para Capacitores Série .....</b>	<b>24</b>
3.1	Ação da Proteção dos Capacitores contra Sobretensões .....	24
3.2	Efeito da Compensação Série no Aumento dos Níveis de Curto-Circuito .	27
<b>4</b>	<b>Análise de Desempenho dos Canais Analógicos .....</b>	<b>31</b>
4.1	Componentes Subsíncronas das Correntes de Curto-Circuito .....	31
4.2	Os Algoritmos de Filtragem Digital Utilizados .....	32
4.3	Simulações de Desempenho dos Canais Analógicos .....	33
<b>5</b>	<b>Resultados de Simulação do Desempenho da Proteção de Distância ..</b>	<b>72</b>
5.1	Curto-Circuito Trifásico .....	72
5.2	Curto-Circuito Fase-Fase .....	78
5.3	Curto-Circuito Fase-Terra .....	80
5.4	Curto-Circuito Fase-Fase-Terra .....	85
5.5	Mudança no Grau da Compensação Série .....	87
<b>6</b>	<b>Conclusões e Sugestões .....</b>	<b>90</b>
	<b>Bibliografia .....</b>	<b>92</b>
	<b>Apêndice A .....</b>	<b>95</b>
	<b>Apêndice B .....</b>	<b>98</b>

## 1 INTRODUÇÃO

Tentativas para utilização de computadores digitais em aplicações de proteção de sistemas elétricos iniciaram efetivamente no início dos anos 60 e, desde então, a proteção digital de sistemas elétricos tem sofrido avanço espetacular resultando em relés bastante confiáveis, com características multi-funcionais e preços decrescentes. Desta forma, nos dias atuais, os relés digitais são preferidos, em detrimento dos relés estáticos e eletromecânicos, tanto por razões econômicas quanto por razões técnicas.

Considerando que não é econômico projetar um sistema elétrico para fazer frente a todos os possíveis modos de falha, uma alternativa apropriada é a utilização de um sistema de proteção que possa, de forma rápida e confiável, detectar condições anormais de operação e tomar a ação reparadora necessária. Portanto, se uma anormalidade ocorre em qualquer componente do sistema de potência, é necessário que o elemento referido seja isolado do resto da rede de forma confiável, para resultar no restabelecimento do fluxo normal de potência aos elementos restantes do sistema elétrico e no retorno a condições normais de operação o mais rapidamente possível.

Enquanto alguns dispositivos de proteção como os relés eletromecânicos, estáticos e digitais atuam no sentido de isolar o elemento sob falta, outros, como aqueles utilizados para proteção contra sobretensões transitórias de curta duração, agem para alterar, de forma extremamente rápida, as condições de isolamento do sistema elétrico protegendo igualmente o elemento sujeito à condição anormal. Nestes casos, a coordenação de isolamento realizada através da correta especificação das tensões de disparo do dispositivo de proteção em relação aos níveis de suportabilidade dos equipamentos protegidos assume papel crucial no sentido de reduzir o efeito das perturbações referidas e de minimizar a extensão dos danos provocados aos equipamentos mais caros.

No presente trabalho de tese, foco é colocado sobre o relé de proteção e que pode ser considerado como um dispositivo sensor que detecta a falta, determina sua localização e envia comando para energização da bobina de disparo do disjuntor associado. O disjuntor então, a partir do sinal emitido pelo relé de proteção, opera e isola apenas o elemento que estabeleceu o curto-circuito em caso de falta permanente. O

relé de proteção e seu disjuntor associado devem operar se a falta permanente ocorrer na região protegida e não devem operar se não ocorrer a falta ou se ocorrer fora da região protegida.

Especificamente com respeito ao relé de proteção de distância, pode ser considerado que sua operação é feita primordialmente, da mesma forma que os relés de sobrecorrente, para a extinção de curto-circuitos. Entretanto, desde que eles operam com base na determinação do valor da impedância de seqüência positiva da rede de transmissão desde o ponto de localização da proteção até o ponto de curto, e na comparação deste valor com valores limites de referência que determinam os alcances de suas zonas de proteção, pode-se afirmar que apresentam característica de seletividade bem superior a dos relés de sobrecorrente. Enquanto alguns engenheiros de proteção consideram que os relés de sobrecorrente não devem ser especificados para aplicações em linhas de extra-alta-tensão em razão de sua ação relativamente lenta, é necessário registrar que existem relés de sobrecorrente de alta velocidade de operação. Assim, a característica mais restritiva apresentada pelos relés de sobrecorrente e que limita sua aplicação aos níveis de baixa e média tensão consiste exatamente nas alterações em sua seletividade com mudanças no tipo de falta, na resistência de arco e na impedância da fonte equivalente a montante da localização do relé. Desta forma, considerando a imperiosa necessidade de seletividade na operação da proteção conforme o nível de tensão de transmissão se eleva, os relés de distância assumem completo domínio no campo de aplicação da proteção contra curto-circuitos em sistemas de transmissão em extra-alta-tensão.

Um sistema de potência típico é constituído pelos seus geradores que produzem potência elétrica a ser transmitida através da rede elétrica aos centros de consumo de carga, pelos transformadores elevadores que permitem o aumento do nível de tensão para transmissão de forma econômica, pelas linhas de transmissão e sub-transmissão que conectam as usinas geradoras entre si e estas aos centros de carga e pelo sistema de distribuição que interconectam estes centros aos consumidores.

Todos os sistemas elétricos são submetidos a faltas do tipo curto-circuito causadas por falha de isolamento provocada: a) por sobretensões transitórias de curta duração no seguimento a operações de manobra ou incidência de raios atmosféricos, b) por deterioração do isolamento e que pode resultar em curto-circuito mesmo no seguimento à operação normal a frequência fundamental e c) galhos de árvore, animais e

outros fatores. Estes curto-circuitos podem, por sua vez, ser classificados em curtos permanentes (causados por perfuração ou ruptura do isolamento sólido dos condutores ou por objetos ou animais que resultam no contato de uma ou mais fases com o sistema de aterramento ou condutor de neutro), em curtos transitórios (resultantes de sobretensões transitórias de curta duração e ocorrendo normalmente sobre o isolamento a ar das linhas aéreas de transmissão) e em curtos semitranitórios (normalmente provocados por galhos de árvores e animais).

A ação da proteção para os curtos permanentes, quando seguida de religamento automático resultará em restabelecimento da falta e nova abertura (final) dos disjuntores. A ação da proteção para os curtos transitórios, se o religamento automático for feito com retardo adequado para resultar na desionização do arco de corrente, poderá conduzir à completa extinção da falta e ao sucesso nesta ação de religamento. Em caso de insucesso no seguimento ao primeiro religamento aplicado a sistemas de transmissão em alta-tensão e extra-alta-tensão, novo religamento subsequente não é permitido em razão do nível elevado das correntes de curto envolvidas e dos esforços mecânicos associados a estas correntes.

Em caso de curtos semitranitórios, a aplicação de múltiplos religamentos visa queimar/afastar o objeto curto-circuitado e, neste caso, sua adoção fica restrita aos sistemas de média tensão já que os níveis de corrente de curto são relativamente reduzidos, os problemas de estabilidade não existem e o que se deseja é simplesmente aumentar os índices de atendimento contínuo às cargas.

A importância da extinção rápida das faltas é evidente e conduz, portanto, à necessidade de atuação rápida dos relés de proteção. Se os curto-circuitos não forem extintos rapidamente, podem resultar nas seguintes consequências: danos devido a sobreaquecimento e esforços mecânicos excessivos em geradores, transformadores, barramentos e outros equipamentos, aparecimento de fogo e incêndios nas estações de geração e subestações, redução evidente nos perfis de tensão ao longo do sistema elétrico podendo conduzir a situações de perda de estabilidade e, até mesmo, blackouts generalizados, aparecimento de desbalanço de tensão, correntes de seqüência negativa e sobreaquecimento quando da ocorrência de curtos assimétricos, etc.

No presente trabalho de tese, esta necessidade de ação rápida da proteção de

distância é analisada para um determinado sistema elétrico e para os diferentes tipos de curto-circuito (fase-fase, fase-terra, fase-fase-terra e trifásico). Três diferentes algoritmos digitais para detecção da falta são considerados.

### **1.1 HISTÓRICO**

Um dos primeiros artigos publicados sobre sistemas de proteção computadorizados nos anos 60 [1] divulgou o conceito de que a proteção de todos os equipamentos em uma usina geradora ou em uma subestação de transformação ou de manobra poderia ser realizado através da supervisão de um único computador digital. Na verdade, a idéia estava vinculada ao fato que os computadores eram extremamente caros nesta época e não havia qualquer tendência para substituição individual de cada um dos relés, então integralmente do tipo eletromecânico, por um computador digital associado. Algumas das dificuldades para se efetivar a substituição dos relés em uma subestação por diversos computadores eram o preço relativamente alto destas máquinas, sua velocidade de operação relativamente lenta para as exigências de ação rápida de proteção já evidentes na época, além do consumo excessivo de potência que apresentavam. Apesar disto, refletindo o estado da arte do desenvolvimento dos computadores nesta época, tal artigo apresentou informações sobre diversos algoritmos de proteção e que mesmo hoje podem ser utilizados para iniciação no processo de aprendizagem dos conceitos modernos aplicados aos sistemas de proteção digital.

A proteção de distância moderna propicia proteção contra curtos-circuitos para aplicações de ordem geral e se constitui na base para a proteção de sistemas de transmissão em alta e extra-alta-tensão e para a proteção de redes de distribuição malhadas em razão da dificuldade da proteção de sobrecorrente para conferir nível condizente de seletividade nestes casos. Mesmo assim, problemas de grande complexidade devem ser enfrentados e resolvidos efetivamente para a correta utilização da proteção de distância em algumas situações de grande importância prática. Uma destas situações diz respeito à proteção de linhas de transmissão compensadas por capacitores série.

Na referência [2], Ghassemi e Johns apresentam resultados da investigação realizada para promover a melhoria da precisão da proteção de distância aplicada a linhas compensadas por capacitores série. O trabalho indica que, para compensar o erro

na medição da impedância em condições de curto fase-terra, um procedimento alternativo pode ser utilizado para compensação da corrente residual. Mostra ainda como incluir os efeitos das impedâncias de carga e da fonte equivalente de tensão.

Na referência [3], Peterson e Wall indicam que as simulações computacionais de desempenho de regime transitório dos sistemas de potência fornecem ferramentas valiosas para projeto e análise dos algoritmos de detecção de falta e que é possível incorporar as equações de desempenho dos relés de proteção aos programas computacionais que realizam as simulações referidas. Desta forma, se torna possível o exame detalhado e eficiente da operação de sistemas de proteção altamente complexos e o teste dos algoritmos dos relés em condições de curto-circuito difíceis de serem geradas de outra forma. Fica também facilitada a análise da sensibilidade de operação dos relés em função de alterações em seus ajustes e alterações na configuração da rede elétrica. O artigo identifica também quatro algoritmos fundamentais (módulos) que permitem a simulação computacional de diversos tipos de sistemas de proteção. São ainda discutidas as características destes algoritmos, as relações que eles determinam e a utilização destas relações para construção de um modelo genérico diretamente dentro do programa de simulação de transitório EMTP. Este modelo genérico é então utilizado para representação de um relé de sobrecorrente direcional temporizado de forma a ilustrar a aplicação genérica dos quatro módulos básicos. Os resultados da aplicação do modelo genérico a um sistema de potência revelam a potencialidade do uso de tal conceito de modelagem para aperfeiçoar o ensino do tópico sistemas de potência, das aplicações de engenharia e dos procedimentos para projeto dos relés de proteção.

Na referência [4], Lucas e McLaren descrevem um procedimento considerado computacionalmente eficiente para representação do efeito dos varistores de óxido de zinco (MOV) nos estudos de simulação de redes compensadas por capacitores série durante os curto-circuitos e que pode ser utilizado em simuladores digitais do tipo do programa EMTP. Resultados de simulação para uma linha compensada de 500 kV são apresentados e comparados com resultados de medições de campo.

A referência [5] apresenta resultados do desenvolvimento de um algoritmo de altíssima velocidade de detecção de falta aplicado à proteção de sistema de transmissão com compensação série. Os princípios básicos do algoritmo são descritos a partir dos conceitos básicos de ondas trafegantes e a resposta do relé é avaliada para os transitórios

que se seguem ao disparo do gap de proteção do capacitores série.

Na referência [6] é descrito o trabalho realizado na empresa Hydro-Québec para desenvolvimento de uma interface na linguagem FORTRAN a ser usada em conjunto com o módulo TACS (Transient Analysis of Control Systems) no programa EMTP. O objetivo de tal desenvolvimento foi o de permitir o uso de tal linguagem para a simulação dos controles digitais de componentes do sistema de potência tais como compensadores estáticos, redes de transmissão em corrente contínua e relés de proteção. A interface foi projetada tanto com como sem atraso de um passo de integração entre o módulo TACS e as subrotinas escritas em FORTRAN de modo a trazer aos usuários do EMTP todos os benefícios da utilização da referida linguagem na tarefa de modelagem de controles digitais. Além disto, a propriedade de operação cíclica dos controles digitais pode ser plenamente explorada visando reduzir o tempo de CPU de cada simulação com o programa EMTP. O artigo mostra detalhes da interface desenvolvida e fornece resultados que confirmam a vantagem de sua utilização na simulação de controles digitais dentro do programa EMTP, o que era absolutamente difícil e complicado anteriormente.

A referência [7] apresenta um algoritmo para cálculo da impedância das linhas de transmissão através de métodos digitais a partir de uma técnica de construção de um filtro digital e que, segundo os autores apresenta as seguintes características: elimina tanto harmônicos quanto componentes transitórias não-harmônicas nas tensões e correntes do sistema elétrico, remove efetivamente a componentes transitória CC, leva em consideração explicitamente a taxa de decaimento CC que é afetada pela resistência do sistema e pela resistência do arco no ponto de localização da falta, apresenta resposta em frequência altamente seletiva quando comparada com outras técnicas anteriores, o comprimento da janela de dados é igual a 1,0625 do período da frequência fundamental. O algoritmo associado é comparado com o algoritmo de Fourier para verificação do grau de melhoria que pode ser obtido no tarefa de medição da impedância, a partir de resultados de simulação gerados por um programa computacional de cálculo de transitórios e dados reais de oscilografia obtidos em uma subestação de 220 kV.

Na referência [8], Chaudhary e Phadke tratam da adição da modelagem dos elementos considerados mais críticos para representação de um sistema de proteção (transformadores de corrente e potencial, relés e disjuntores) ao programa de transitórios

EMTP, programa este que contém modelos internos para representação de todos os componentes mais importantes de um sistema de potência. Os autores mencionam que modelos de TC, TP e divisor capacitivo foram efetivamente desenvolvidos, validados e incorporados à versão no. 2 EPRI/DCG do programa EMTP, de forma que o usuário precisa apenas definir os parâmetros para representação destes transdutores. Capacidade de adição de rotinas escritas diretamente em FORTRAN foi adicionada ao programa, de forma que rotinas definidas pelo usuário nesta linguagem computacional podem agora ser processadas, tanto para representação de elementos do sistema de potência e de seus controles, quanto para representação dos próprios relés de proteção. Modelos internos ao EMTP, tanto para representação de relés específicos para proteção de linhas quanto para representação da proteção diferencial de transformadores foram também desenvolvidos, de forma que agora fica possível a realização de estudos de interação dinâmica entre os sistemas de potência e os sistemas de proteção diretamente com o programa EMTP.

Na referência [9], McLaren e outros descrevem o conjunto de testes realizados nos relés utilizados em uma linha de transmissão longa em 500 kV quando acoplados ao simulador digital em tempo real (RTDS) do Centro de Pesquisa em CCAT de Manitoba. A finalidade dos testes foi examinar as alterações no comportamento da proteção da linha referida decorrentes da entrada em serviço de sua compensação série capacitiva. Verificou-se a necessidade de novos ajustes dos relés para dar proteção adequada contra todos os tipos de curto-circuito, considerando ainda que, para a extinção de alta velocidade de alguns curtos, se mostrou necessário recorrer ao canal de comunicação entre as subestações terminais da linha.

Na referência [10], Kezunovic e outros descrevem metodologia implementada em simulador em tempo real para determinação da resposta associada ao efeito de capacitores série protegidos por varistores de óxido de zinco (MOV). Os resultados obtidos foram comparados contra aqueles obtidos em simulações digitais com o programa EMTP.

A referência [11] trata da aplicação dos algoritmos de Fourier e de Walsh para a proteção de distância de linhas de transmissão. É mencionado que as exigências de filtragem para relés de distância são muito críticas porque os algoritmos associados devem estimar de forma precisa e rápida a distância até o ponto de falta, mesmo quando

os sinais de tensão e de corrente se encontram altamente distorcidos. O trabalho compara diferentes algoritmos digitais de filtragem para proteção de distância, com foco nos algoritmos de Fourier e Walsh e, ainda, versões apenas cosseno e apenas seno destes dois algoritmos.

A referência [12] apresenta resultados de simulação do desempenho transitório de sistemas de transmissão de extra-alta-tensão com compensação série fixa. Novamente é dada ênfase ao impacto da proteção dos capacitores contra sobretensões através dos varistores de óxido de zinco. Os resultados apresentados foram derivados com o apoio do programa EMTP para os curto-circuitos trifásico e fase-fase-terra.

Qué Bui-Van e outros na referência [13] mostram, através de estudos realizados com um analisador convencional de transitórios (TNA) e com o programa convencional EMTP, versão EPRI – DCG, que o desempenho transitório de um determinado sistema de transmissão de 735 kV equipado com compensação série capacitiva resultava na ocorrência de cruzamento retardado dos zeros de corrente para algumas das condições de curto estabelecidas nas simulações. A verificação deste fenômeno foi o ponto de partida para estudos adicionais de análise de desempenho dos disjuntores existentes com extinção a sopro de ar (air blast) e de definição de especificação técnica para novos disjuntores a SF6.

McLaren e outros em [14] descrevem um novo elemento direcional de seqüência positiva baseado em variações incrementais dos sinais que foi implementado em um relé de distância numérico. A operação com sucesso do relé foi demonstrada a partir de resultados de operação armazenados por relés numéricos instalados na rede elétrica da empresa Manitoba Hydro. O novo relé incorporando o elemento direcional referido foi testado no Simulador Digital em Tempo Real da Universidade de Manitoba e apresentou o desempenho esperado. Testes adicionais em situações complexas de operação utilizando modelo matemático preciso do relé de proteção indicaram que o elemento direcional também se comportou de forma correta.

A referência [15] descreve um novo esquema de proteção de alta velocidade para linhas de transmissão de extra-alta-tensão e que apresenta bom desempenho também quando a compensação série capacitiva é empregada. O algoritmo de proteção de alta velocidade faz distinção entre curtos multi-fase e curtos fase-terra no sentido de

compensar corretamente para o efeito da compensação série quando esta está presente na malha de falta. O trecho do algoritmo de alta velocidade que minimiza o tempo de operação para menos que 1(um) ciclo em caso de curto fase-terra é descrito no artigo. Ajuste da proteção pode ser estabelecido para cobrir até 70% da reatância de seqüência positiva não compensada em caso de curtos com baixa resistência. Resistências de falta superiores podem resultar em redução adicional no alcance da proteção.

Novosel e outros em [16] enfatizam que a proteção de sistemas de transmissão dotados de compensação série é uma das tarefas mais difíceis para os fabricantes de relés e para os engenheiros de proteção das concessionárias, já que capacitores série fixos e dispositivos controlados a tiristores introduzem harmônicos e não linearidades que apresentam impacto restritivo para a função de proteção. Assim, para se extrair vantagem plena dos benefícios da presença da compensação série, é necessária a implementação de esquemas apropriados de proteção neste caso. O trabalho discute os efeitos que se apresentam para a proteção em caso da adoção da compensação série e as soluções e os conceitos novos de proteção que podem ser explorados.

Kezunovic e Chen em [17] descrevem uma metodologia para implementação de simulações de desempenho de sistemas de proteção, de forma que a estrutura de simulação permite interatividade ótima entre os procedimentos para representação do sistema de potência e dos relés de proteção. A representação dos relés pode ser feita através de linguagem de alto nível.

Mahseredjian e outros em [18] apresentam informações sobre um elo de ligação entre os programas MATLAB e EMTP que foi estabelecido de forma tal que funções do programa MATLAB podem ser chamadas para execução diretamente pelo código fonte do EMTP. Assim, a capacidade de modelagem definida pelo usuário dentro do MATLAB, com todas as facilidades de programação de alto nível deste programa e de uso de suas Toolboxes em diferentes áreas de conhecimento, pode ser usada de forma vantajosa dentro do simulador de redes elétricas EMTP.

Xiaomin e Wei em [19] desenvolvem um modelo linearizado para representação do desempenho transitório não linear dos varistores de óxido de zinco utilizados como proteção da compensação série. A utilização do modelo em programas de curto-circuito permite definir não apenas a evolução da corrente de curto ao longo do tempo, mas

também a tensão desenvolvida através dos varistores e a energia absorvida pelos mesmos.

A referência [20], por sua vez, se constitui em sumário de uma publicação especial do IEEE sobre a proteção dos capacitores série utilizados em linhas de transmissão compensadas.

Na referência [21], Kim e outros descrevem a implementação de um algoritmo para proteção de distância usando a rotina MODELS do programa EMTP, na qual consegue-se um procedimento simplificado para modelagem conjunta do sistema elétrico e da proteção de distância através de um único módulo. O objetivo é facilitar e promover mais entendimento sobre os conceitos básicos aplicados aos sistemas de proteção para estudantes de graduação e pós-graduação. Diferentes elementos que constituem os sistemas de proteção de distância são organizados para permitir gerar um procedimento sistemático de modelagem dos equipamentos que constituem um sistema de proteção real. Alguns resultados de simulação computacional são apresentados para os curtos fase-terra e fase-fase-terra considerando diferentes distâncias de falta e diferentes instantes de falta.

A referência [22] descreve um sistema de proteção de alta velocidade para linhas de transmissão de extra-alta-tensão e que verificou-se operar apropriadamente também na presença de compensação série. O esquema principal de proteção utiliza dois algoritmos rápidos, um para curtos de fase e outro para curtos fase-terra. É mencionado que uma combinação dos algoritmos fornece solução tanto para a proteção de linhas não compensadas quanto para a proteção de linhas compensadas e que o alcance da proteção pode cobrir até aproximadamente 70% da reatância de seqüência positiva, em caso de curtos com baixa resistência. Curtos com alta resistência podem conduzir a redução na extensão de linha protegida (subalcance). É mencionado que o esquema de proteção referido se encontra em operação em mais de 20 (vinte) países.

A referência [23] apresenta um algoritmo para proteção de primeira zona de linhas de transmissão compensadas e que detecta faltas com alcance de 75 a 85% do comprimento da linha por meio de medição de duas impedâncias distintas, usando três regiões apropriadas no plano de impedância e aplicando funções lógicas apropriadas. O algoritmo estima valores instantâneos da queda de tensão em tempo real nos terminais

do capacitor série e compensa para esta queda quando calculando a impedância para curtos após o capacitor. A outra impedância (sem compensação) é calculada para curtos antes da compensação série. Um procedimento explícito de seleção entre as duas impedâncias não é necessário desde que o método indica diretamente se o curto está dentro ou fora da primeira zona de proteção. O algoritmo é apresentado em detalhe e aplicado para diferentes tipos de falta em inúmeros casos de simulação para um modelo no programa EMTP de uma linha de transmissão de 400kV, 300 km, indicando alta velocidade na detecção de falta.

### **1.2 OBJETIVO**

O objetivo deste trabalho é discutir as características dos elementos básicos que constituem os sistemas de proteção de distância utilizados para linhas de transmissão de alta e extra-alta-tensão e, a partir dos resultados obtidos através de simulação computacional, analisar as dificuldades para atuação rápida destes sistemas de proteção aplicados a sistemas não compensados ou compensados por capacitores série.

Algumas destas dificuldades são relativas à própria resposta dos transformadores de corrente e de potencial que introduzem componentes naturais em suas respostas que retardam a ação dos relés no que diz respeito à emissão de ordem de comando de abertura do disjuntor associado. Outras são relativas ao próprio efeito da compensação série, utilizada com frequência em sistemas de transmissão longos para melhoria do desempenho destes com respeito às suas características de estabilidade e de regulação de tensão ao longo de sua extensão.

No presente trabalho de tese, o desempenho de três algoritmos de proteção de distância é analisado levando-se em conta à necessidade de ação rápida para um sistema elétrico consistindo de uma linha de transmissão a circuito simples conectada a um transformador elevador e duas fontes de tensão equivalentes em seus terminais. e para os diferentes tipos de curto-circuito (fase-fase, fase-terra, fase-fase-terra e trifásico).

Apesar da evidente superioridade dos relés de distância sobre a proteção de sobrecorrente, existem efeitos importantes que podem perturbar a correta detecção da falta pela proteção de distância. Estes efeitos são apresentados e alguns deles analisados de forma mais explícita.

### 1.3 ESTRUTURA DO TEXTO

Para cobertura de todos os aspectos apresentados anteriormente, o relatório do trabalho de tese foi organizado em seis capítulos.

O capítulo 1 apresenta diversos aspectos associados aos objetivos do trabalho de tese e cuja propriedade é confirmada através da discussão realizada sobre os temas abordados em um conjunto de artigos selecionados sobre os assuntos diretamente ligados ao tema da tese.

No capítulo 2 são apresentadas informações sobre os modelos dos componentes básicos de um sistema de proteção de distância que foram utilizados nos estudos computacionais realizados no trabalho para caracterização de seu desempenho quando de sua aplicação a um sistema de transmissão compensado por capacitores série.

No capítulo 3 discute-se assunto extremamente importante para a efetiva aplicação prática da compensação série qual seja a sua própria proteção contra sobretensões através dos varistores a óxido de zinco (MOV). Considerando que a ação deste equipamento tende a facilitar a ação da proteção de distância do sistema de transmissão compensado, na discussão apresentada na tese a atuação do MOV foi suposta não ocorrer, de forma a procurar ressaltar as dificuldades para a proteção de distância, julgadas maiores neste caso. Entretanto, é natural que a ação da proteção dos capacitores deva ser considerada em estudos práticos de engenharia quando um projeto real de proteção de sistema de transmissão compensado for estabelecido, quando for necessário realizar a especificação dos varistores e quando for necessário verificar a ação da proteção de distância para diferentes tipos de falta em diferentes pontos de ocorrência.

No capítulo 4 são discutidos os problemas mencionados no capítulo 1 relativos às dificuldades encontradas para a proteção de distância devido à presença das componentes unidirecionais e subsíncronas presentes nos sinais trifásicos de corrente e tensão que chegam, já na forma numérica discreta, aos relés digitais. São apresentados ainda neste capítulo os algoritmos de filtragem digital analisados na tese e os resultados das simulações para verificação do desempenho dos canais analógicos. Os algoritmos referidos apresentam a função específica de extração da componente fundamental a 60 Hz, em escala reduzida, das tensões e correntes presentes nos enrolamentos primários

## INTRODUÇÃO

---

dos transformadores de corrente e no lado da linha do divisor capacitivo de potencial durante o período de curto-circuito.

No capítulo 5 são descritos os casos de simulação de curto-circuito executados, são apresentados os resultados obtidos e, em função destes, são discutidas algumas das dificuldades encontradas para a proteção de distância do sistema de transmissão compensado por capacitores série no sentido de apresentar desempenho satisfatório.

O capítulo 6 apresenta as conclusões finais e enumera sugestões sobre efeitos importantes não considerados no presente trabalho de tese para futuros trabalhos de investigação.

Finalmente, as referências bibliográficas utilizadas no trabalho são apresentadas.

## **2 MODELAGEM DOS ELEMENTOS BÁSICOS DA PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA PARA LINHAS DE TRANSMISSÃO**

### **2.1 INTRODUÇÃO**

Neste capítulo são apresentadas informações sobre o sistema de transmissão e fontes equivalentes escolhidos para definição do sistema elétrico a ser protegido pela proteção de distância. Também são apresentados os modelos utilizados para representação dos elementos de transdução dos sinais trifásicos de tensão e corrente desenvolvidos pela rede de transmissão trifásica no ponto de localização da proteção de distância. Estes sinais, após o processamento analógico e digital, são aplicados aos relés digitais, estes definidos na forma de algoritmos de proteção.

A transdução analógica do sinal de corrente foi feita para cada fase do sistema trifásico na presente tese utilizando-se um transformador de corrente (TC) monofásico típico, selecionado para fazer frente às correntes esperadas de curto-circuito, seguido por um filtro de Butterworth de segunda ordem escolhido para eliminação das componentes de alta frequência.

Para transdução analógica do sinal de tensão considerou-se um divisor capacitivo de potencial (DCP) típico de sistemas de extra-alta-tensão seguido pelo transformador de potencial (TP), este com relação de transformação apropriada para complementar a relação de tensão associada ao divisor capacitivo. O divisor capacitivo e o transformadora de potencial são seguidos também, para eliminação das altas frequências e correta detecção do sinal na frequência fundamental, por um filtro de Butterworth de segunda ordem com características similares ao utilizado no canal de transdução de corrente.

Sendo um relé digital um dispositivo que trabalha com entradas múltiplas dos sinais de tensão e corrente amostrados, para que se possa garantir um desempenho correto da proteção é desejável que todos os sinais sejam amostrados de forma simultânea. Uma solução possível seria a utilização de vários conversores A/D operando simultaneamente, com disponibilização de vários sinais para a unidade de processamento central (CPU) do relé. Este tipo de solução poderá apresentar viabilidade com a redução de custo dos conversores A/D, atualmente bastante elevado.

Presentemente, a conversação A/D é normalmente implementada com o apoio

de vários circuitos S/H conhecidos como “sample and hold” dispostos em conjunto antes de um circuito multiplexador. Os circuitos S/H se incumbem da responsabilidade de amostragem e armazenamento dos sinais de entrada para que o conversor A/D possa realizar as várias conversões existentes relativas a cada instante de amostragem. Estes vários circuitos em conjunto com um único multiplexador possibilitam a obtenção de uma solução viável para o processo de amostragem digital dos sinais de tensão e corrente obtidos na saída do processamento analógico dos sistemas de proteção.

Na operação de releamento digital, normalmente se utiliza um multiplexador analógico que é um dispositivo que seleciona a cada instante um sinal dentre um determinado número de sinais disponibilizados pelos canais de entrada e o transfere para o canal de saída, viabilizando a transmissão de vários sinais de forma simultânea através de um único conversor A/D. Os sinais digitalizados são então manipulados pelo microprocessador que executa o algoritmo do relé. O algoritmo selecionado pelo sistema de proteção fica armazenado na memória ROM (read-only memory) e seus ajustes, passíveis de alteração, são armazenados na EPROM (erased programmed read-only memory). Por sua vez, a memória RAM (random-access memory) armazena apenas valores digitalizados de amostra e cálculos intermediários executados pelo algoritmo de proteção.

É importante ressaltar que um relé digital utiliza um mínimo de 6(seis) canais de entrada, sendo 3(três) para as tensões e 3(três) para as correntes. Considerando a necessidade de 25 microsegundos para a conversão de um sinal analógico para digital, isto significa que para um relé com 6(seis) entradas, a conversão dos sinais da forma analógica para a forma digital leva em torno de 150 microsegundos, ou seja 3,24 graus na frequência fundamental. O tempo de amostragem para a variável disponibilizada por um determinado canal de entrada quando considerando 16 amostras por ciclo é de 1,0417 milisegundos, ou seja 22,5 graus. Portanto há bastante tempo de sobra para, se desejado, aumentar o número de pontos de amostra por ciclo.

## **2.2 O SISTEMA DE TRANSMISSÃO**

A figura 2.2.1 mostra o sistema de transmissão utilizado para a geração dos sinais de tensão e corrente no ponto de localização (barramento A) da proteção de distância aplicada ao trecho AB de 250 km. São indicadas as duas fontes de tensão,  $F_1$ , de 13,

8 kV, relação  $X / R = 15$ , 6000 MVA e  $F_2$ , de 500 kV, relação  $X / R = 15$ , 4000 MVA.

Transformadores de 13,8 / 500 kV, 3 x 400 MVA, reatância 8%, ligação delta – estrela aterrado, aparecem entre a fonte  $F_1$  e o sistema de transmissão a circuito simples.

O sistema de transmissão é representado por dois circuitos simples em 500 kV, compensados por capacitores série. Seus parâmetros de seqüências positiva e zero são indicados no apêndice A, bem como a potência dos reatores utilizados na compensação em derivação dos dois trechos AB e BC do sistema de transmissão.

As compensações capacitivas série de ambos os trechos de linha, AB e BC, aparecem localizadas ao lado do barramento B. Os casos apresentados no trabalho se referem ao grau de compensação de 56%, ou de 40%, para cada trecho. Na grande maioria dos casos, a compensação considerada foi de 56%.

Os casos de simulação para definição das correntes de curto e tensões no barramento A de localização da proteção analisada foram executados com o programa MATLAB. As correntes e tensões obtidas foram então transformadas em arquivos de dados utilizados como sinais de entrada para aplicação aos enrolamentos primários dos transformadores de corrente e aos terminais dos divisores capacitivos nos canais de transdução de tensão. Estes arquivos serviram como dados de entrada aos programas desenvolvidos em FORTRAN durante o trabalho de tese, para simulação dos canais analógicos de transdução de corrente e de tensão e para simulação do desempenho da proteção digital através de alguns algoritmos de proteção.

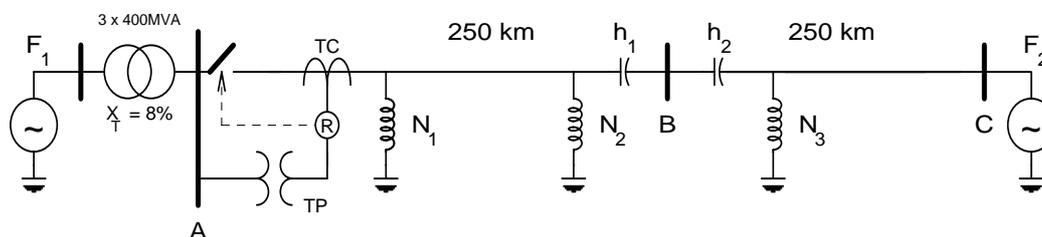


Figura 2.2.1 – Transformador 13,8 / 500 kV, 3 x 400 MVA e Sistema de Transmissão em Circuito Simples, 500 kV, 500 km, interligando as fontes  $F_1$  e  $F_2$

### 2.3 TRANSFORMADOR DE CORRENTE

Para transdução analógica do sinal de corrente considerou-se um transformador de corrente (TC) típico. O transformador de corrente destina-se a transmitir o sinal de corrente à instrumentação de medição, controle ou proteção e deve reproduzir em seu secundário uma réplica em escala reduzida da corrente de linha do sistema elétrico. São geralmente encontrados em unidades monofásicas e para a finalidade de alimentação de corrente ao sistema de proteção um número mínimo de 3(três) TC's deve ser considerado. A corrente secundária do transformador de corrente é transformada em um sinal de tensão proporcional à corrente referida e que é aplicado a um filtro de Butterworth de segunda ordem. O objetivo é a eliminação das componentes de alta frequência contidas no sinal de corrente.

A figura 2.3.1 apresenta os elementos considerados na representação computacional dos transformadores de corrente, um para cada fase, para cada canal analógico dos sinais de corrente obtidos.

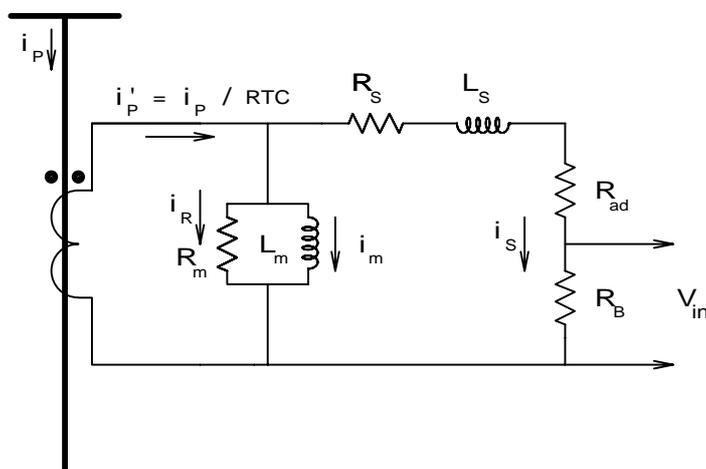


Fig. 2.3.1 – Representação do transformador de corrente (TC)

O enrolamento primário do transformador de corrente é percorrido normalmente pela corrente de linha do sistema elétrico, com queda de tensão insignificante. Desta forma, a resistência e a reatância de dispersão de seu enrolamento primário podem ser desprezadas, já que não apresentam qualquer efeito importante na limitação e definição da corrente primária e na definição das tensões no secundário. A corrente primária pode, portanto, ser considerada como independente do desempenho do TC e injetada no

circuito paralelo de sua impedância de magnetização com a carga aplicada a seu enrolamento secundário, como está indicado na figura 2.3.1.

Considerando, então, a corrente primária do TC determinada pelas solicitações do sistema elétrico de potência, o transformador de corrente a ser utilizado para fins de proteção deve ser especificado para bom desempenho com a corrente variando desde os níveis normais de corrente de plena carga até os níveis de correntes máximas esperadas em curto-circuito. Bom desempenho do TC significa fidelidade de reprodução da corrente primária  $i_p$  através da corrente secundária  $i_s$  ou seja, corrente de excitação reduzida. Podemos escrever, então:

$$i'_p = i_p / RTC = i_{EXC} + i_s \quad (1)$$

onde  $i'_p$  é a corrente do enrolamento primário  $i_p$  referida ao secundário e  $RTC$  representa a relação de transformação do TC. A corrente de excitação  $i_{EXC}$  na figura 2.3.1 aparece decomposta em sua componente de perdas  $i_R$  e sua componente de magnetização  $i_m$ .

Além da resistência de perdas magnéticas  $R_m$  e da reatância de magnetização  $L_m$ , no circuito equivalente do TC da figura 2.3.1 são indicadas ainda a resistência e a indutância de dispersão do enrolamento secundário e a resistência de carga. A resistência de carga aparece decomposta em  $R_{ad}$ , a resistência adicional de carga, e  $R_B$ .  $R_B$  é a chamada resistência do sinal de tensão de saída do TC ( $v_{in} = R_B \cdot i_s$ ) e que produz uma tensão proporcional à corrente do enrolamento secundário  $i_s$ . Desta forma, esta tensão  $v_{in}$  pode ser processada adiante, para extração de suas componentes de alta frequência, por um filtro analógico passa-baixa. No presente trabalho, um filtro de segunda ordem de Butterworth foi escolhido tanto para os canais de corrente quanto para os canais de tensão, como indicado mais a frente no item 2.4.

Para determinação da relação de transformação do TC, devem ser considerados os critérios da corrente nominal e da corrente máxima de curto-circuito. Considerando que as correntes de curto são bem menores que o limite de 20 vezes a corrente nominal, o critério da corrente nominal prevalece, como indicado a seguir. Considerando os

parâmetros do sistema elétrico indicado no anexo A e que a corrente nominal fica limitada pelos parâmetros dos 3 transformadores elevadores de 400MVA cada, 13,8/500kV, impedância 8%, a montante do sistema de proteção da linha AB indicado na figura 2.4.1, temos então  $I_{nom} = N_{nom} / (\sqrt{3} V_{nom}) = 3 \cdot 400 / (\sqrt{3} \cdot 500) = 1,386 \text{ kA}$

A relação de transformação pelo critério da corrente nominal é definida, portanto, por:  $RTC > I_p / I_s = 1386/5$ . A relação imediatamente superior fixada pela Norma Brasileira P-EB-251, resulta em:

$$RTC = 1500/5 \quad (2)$$

Um fator de sobrecorrente igual a 10 é suficiente neste caso para enfrentar as condições de corrente máxima de curto-circuito sob curto trifásico. Um TC de precisão 10%, baixa reatância e potência de carga 200 VA pode ser selecionado. A seguinte especificação final para o transformador de corrente foi definida:

TC B10F10C200, relação de transformação  $RTC = 1500/5$  (3)

A saturação do transformador de corrente foi representada através das variações da reatância de magnetização  $L_m$ . A tabela representativa da relação  $\phi_m / i_m$  é apresentada no apêndice A.  $i_m$  representa a componente de magnetização da corrente de excitação e  $\phi_m$  o fluxo magnético instantâneo associado à curva média do laço de histerese. A mesma curva foi considerada para modelagem da curva de saturação do transformador de potencial.

## **2.4 DIVISOR CAPACITIVO E TRANSFORMADOR DE POTENCIAL**

Para transdução analógica do sinal de tensão em sistemas de tensão até 69 kV, apenas o transformador de potencial é suficiente. Já em extra-alta-tensão, em razão da impossibilidade de se conseguir relações de espiras extremamente elevadas, lança-se mão do efeito de um primeiro estágio de redução de tensão obtido por um divisor capacitivo de potencial (DCP). A saída do divisor capacitivo é então aplicada ao transformador de potencial (TP), este com relação de transformação apropriada para complementar a relação de tensão associada ao divisor capacitivo. O divisor capacitivo e o transformador de potencial são seguidos também, para eliminação das altas frequências e correta detecção do sinal na frequência fundamental, por um filtro de Butterworth de segunda ordem com características similares ao utilizado no canal de transdução de

corrente. A figura 2.4.1 apresenta os elementos considerados na representação computacional equivalente do divisor capacitivo e do transformador de potencial nos três canais analógicos dos sinais de tensão, um para cada fase.

Considerando agora a tensão primária do divisor capacitivo determinada pelas solicitações do sistema elétrico de potência, o transformador de potencial deve complementar a relação de transformação do divisor capacitivo para obtenção, em condições nominais de operação, de um sinal de 115 V fase-fase a ser utilizado para fins de proteção. A partir da figura 2.4.1 a seguir e que mostra o equivalente do DCP, como visto do enrolamento secundário do transformador de potencial, podemos escrever:

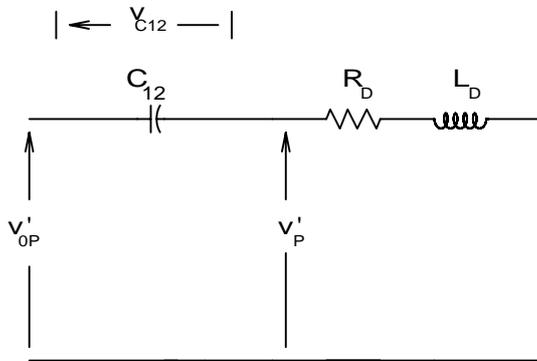


Fig. 2.4.1 – Equivalente do Divisor Capacitivo de Potencial

$$v'_{0P} = v_p \cdot (C_1 / (C_1 + C_2)) / RTP \quad (4)$$

onde o fator de redução  $(C_1 / (C_1 + C_2))$  é determinado pelo primeiro estágio de transdução realizado pelo divisor capacitivo e  $(1 / RTP)$  é o fator de redução definido pelo transformador de potencial. Temos também, na figura 2.4.1:

$$C_{12} = C_1 + C_2 \quad (5)$$

Para fins de simulação, a impedância do reator do divisor capacitivo pode ser somada à impedância do enrolamento primário do transformador de potencial, sem prejudicar a definição da tensão  $v'_p$  na figura 2.4.1. Na representação da impedância equivalente do enrolamento primário do transformador de potencial indicada na figura 2.4.2, podemos então redefinir:

$$R'_{SV} = R_{SV} + R_D \quad (6)$$

$$L'_{SV} = L_{SV} + L_D \quad (7)$$

Podemos escrever ainda na figura 2.4.1:

$$v'_{0P} = v_{C12} + v'_P \quad (8)$$

A relação de transformação *RTP* do transformador de potencial na aplicação realizada no presente trabalho de tese é determinada a partir do conhecimento das capacitâncias  $C_1$  e  $C_2$  do divisor capacitivo. Para uma tensão primária do DCP igual a  $500\text{ kV}$ ,  $C_1 = 5,210\text{ nF}$  e  $C_2 = 123,050\text{ nF}$ , obtemos então:

$$RTP = v_p(nom) \cdot (C_1 / (C_1 + C_2)) / v'_{0P}(nom) = 500000 \cdot (5,21/128,26)/115 = 176.61$$

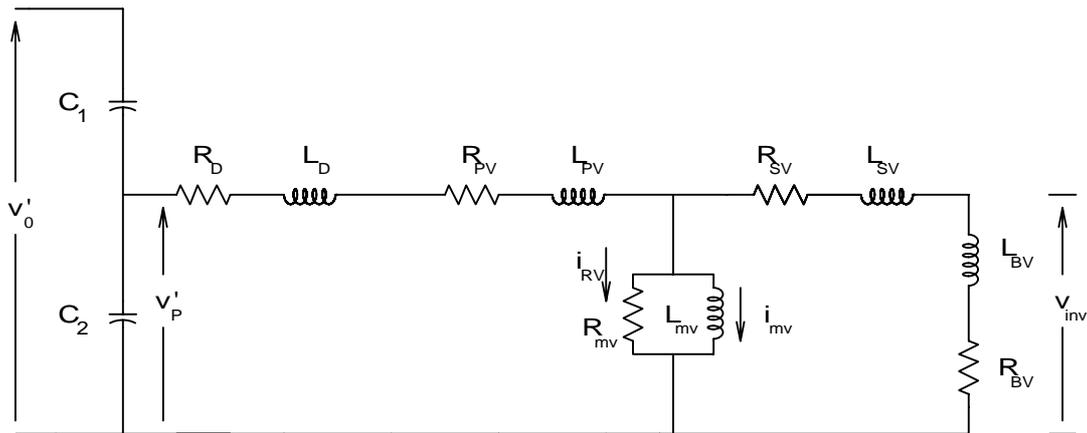


Fig. 2.4.2 – Representação do Divisor Capacitivo e do Transformador de Potencial (DCP)

## 2.5 FILTRAGEM ANTI-ALIASING

Neste item apresentamos informações sobre o hardware típico adotado para a aquisição digital, e que pode ser empregado para alimentar tanto a função de proteção de distância quanto outras funções normalmente disponíveis nos relés modernos. A figura 2.5.1 indica os elementos básicos deste hardware padrão. Vemos os transformadores (transdutores) de potencial e de corrente para as tensões e correntes de

fase da rede primária, a conversão dos sinais de corrente no secundário dos TC's em sinal de tensão, os filtros analógicos, os circuitos sample & hold, o multiplexador, o conversor A / D e o microprocessador para armazenamento de dados e execução dos algoritmos selecionados.

É necessária uma previsão dos níveis máximos dos sinais desenvolvidos a partir da definição das relações de espiras, das resistências dos shunts e do ganho dos filtros em regime permanente senoidal para obtenção dos níveis adequados dos sinais a serem digitalizados aplicados nas entradas dos conversores A / D.

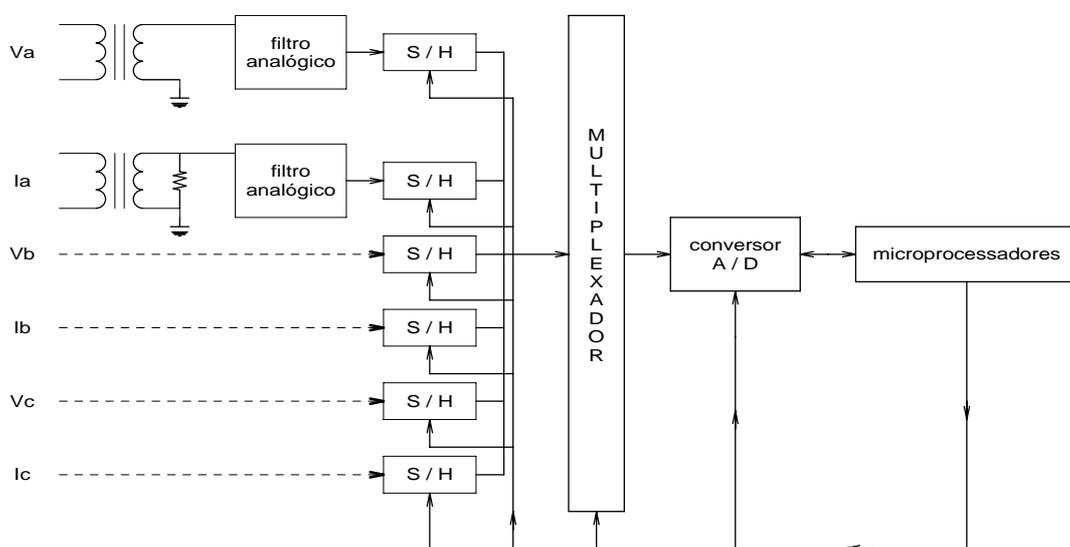


Figura 2.5.1 – Hardware Padrão para um Sistema de Proteção Digital

Antes do processamento digital que se inicia nos circuitos sample & hold, torna-se necessária a aplicação dos sinais disponíveis a filtros passa-baixa visando retirar as altas frequências do espectro harmônico gerado pelos transitórios no sistema de transmissão e ainda nos próprios estágios analógicos dos canais de transdução dos sinais disponíveis. Para que os erros de aliasing possam ser eliminados do processamento digital que se segue, o processo de conversão digital deve ser implementado, de acordo com o critério de Nyquist, em uma taxa de amostragem superior ao dobro da frequência máxima contida nos sinais contínuos no tempo. Portanto:

$$f_A = 1 / T_A > 2f_{MAX} \quad (9)$$

Considerando que a frequência de corte limita o espectro de frequências

contidos após a passagem dos sinais pelo filtro analógico, teremos então:

$$f_c = f_A / 2 \quad (10)$$

Enquanto este critério permite evitar o aliasing em todas as frequências do espectro, para aplicações com relés de distância, podemos considerá-lo muito rígido quando o objetivo central é apenas evitar distorções da componente fundamental a 60 Hz presente nos sinais amostrados. Para aplicações de proteção de distância, portanto, podemos fixar a frequência de corte em 900 Hz ( $15 * 60$  Hz), quando a frequência de amostragem é fixada em 960 Hz. Desta forma, fica garantida a ausência de aliasing na faixa de 0 a 60 Hz do espectro de sinais analógicos. Portanto, a amostragem associada ao processo de conversão analógica / digital pode ser feita, e foi feita na pesquisa descrita na presente tese, a 16 pontos por ciclo.

A frequência de corte  $f_c$  definida no presente trabalho foi fixada em  $15 \times 60 = 900$  Hz. Portanto, na definição dos parâmetros do filtro de Butterworth de segunda ordem, fixamos  $\omega_p = \omega_s$  e atenuação de 40 dB nesta frequência.

A estrutura do filtro de Butterworth de segunda ordem é indicada na figura 2.5.2 indicada a seguir. Os parâmetros utilizados estão indicados no Apêndice A

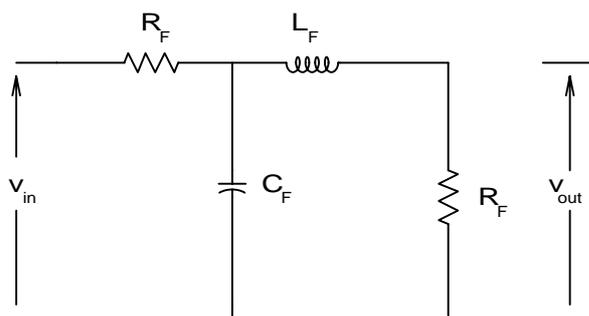


Figura 2.5.2 – Filtro analógico de segunda ordem

A curva de resposta em frequência do filtro de Butterworth é apresentada na figura 2.5.3 a seguir. Observamos a atenuação de 3 dB na frequência natural 90 Hz do filtro e a atenuação de 40 db na frequência de corte 900 Hz associada ao décimo quinto harmônico.

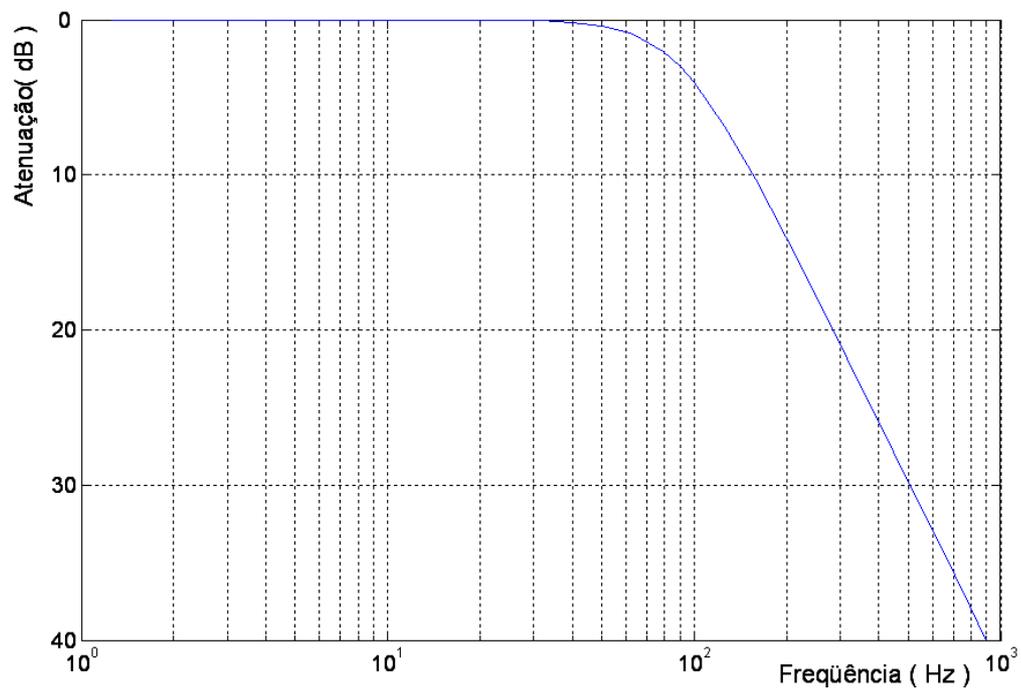


Figura 2.5.3. – Ganho em frequência do filtro de Butterworth de 2<sup>a</sup> ordem.

### **3 SISTEMAS DE PROTEÇÃO UTILIZADOS PARA BANCOS DE CAPACITORES SÉRIE**

#### **3.1 AÇÃO DA PROTEÇÃO DOS CAPACITORES CONTRA SOBRETENSÕES**

No que diz respeito à aplicação dos sistemas de proteção utilizando relés de distância, é necessário considerar, na definição do alcance da proteção, o efeito de redução da reatância equivalente de falta para as faltas ocorrendo após a compensação. Eventualmente, este alcance pode resultar negativo se a impedância indutiva do loop de falta entre a localização da proteção e o curto-circuito for inferior à reatância capacitiva presente no mesmo trecho. Esta é uma situação de probabilidade não desprezível considerando que, para minimização das correntes de falta, a compensação série é definida com determinado grau de distribuição, mas normalmente localizada em posicionamento equidistante das fontes de tensão. Portanto, a concentração de compensação capacitiva ao longo dos sistemas de transmissão em regiões equidistantes das fontes de contribuição para o curto-circuito pode propiciar maior probabilidade de situações de impedância indutiva equivalente negativa, como visto pelos relés de distância de um ou outro sistema de proteção de distância das linhas envolvidas.

Outra possibilidade de probabilidade ainda maior é a ocorrência de faltas dentro dos limites da segunda zona da proteção da linha sendo vistas como ocorrendo dentro da primeira zona do relé de distância e podendo resultar na atuação indevida da proteção de distância.

Além da própria proteção da linha compensada, uma outra preocupação importante é a própria proteção dos capacitores séries expostos a níveis de corrente de curto-circuito e sobretensões possivelmente bem superiores a seus valores nominais. As correntes de curto-circuito são relativamente maiores quando os curtos ocorrem após a compensação e bastante elevadas em pontos do sistema muito próximos à geração. Assim, a compensação série aplicada a sistemas troncos de transmissão é normalmente localizada o mais distante possível das usinas geradoras, sem prejuízo para seu efeito sobre o aumento dos limites de estabilidade de regimes permanente e transitório.

Deve ser considerado, portanto, que os capacitores série de compensação dos sistemas de transmissão podem ficar sujeitos a correntes de curto muito superiores às

suas correntes nominais durante os curto-circuitos e que, a estas correntes transitórias na frequência fundamental, podem ainda estar superpostas componentes unidirecionais e componentes subsíncronas produzidas pela interação entre as indutâncias série longitudinais dos elementos do sistema de potência e as capacitâncias envolvidas.

Para evitar o projeto economicamente inviável dos capacitores série visando suportar as sobretensões excessivamente elevadas provocadas pela circulação das componentes das correntes de curto referidas, os capacitores são dotados de proteção contra sobretensões transitórias.

Antes de 1980, os capacitores série eram protegidos por gaps que disparavam imediatamente quando as tensões em seus terminais alcançavam limites inaceitáveis. Dois diferentes esquemas de by-pass eram considerados. Um esquema de gap simples no qual o ajuste do gap era coordenado para disparar e curto-circuitar o banco de capacitores acima da tensão máxima de curta duração do banco. Tentativas de reinserção de alta velocidade não eram bem sucedidas com este esquema em razão da necessidade de tempos de desionização do arco no gap da ordem de 200 a 400 ms. Um esquema de gap duplo passou então a ser utilizado para estes casos de necessidade de reinserção rápida. Com este esquema, ajustes para tensão de disparo de apenas 1,5 vezes o valor nominal se tornaram possíveis e de forma que, com tensões de reinserção maiores que duas vezes o valor nominal, o gap principal se apresentando desionizado, viabiliza a reinserção rápida com sucesso.

A partir dos meados dos anos 70, um novo dispositivo de proteção para os capacitores série apareceu no mercado para aplicação na área de sistema de potência. Este dispositivo, construído com base em um material resistivo altamente não-linear de óxido de zinco, contendo ainda pequenas parcelas de outros óxidos metálicos, é denominado varistor a óxido metálico (metal oxide varistor - MOV).

Conforme a tensão aplicada aos terminais do capacitor aumenta acima dos valores normais, o material não linear começa a conduzir, com o aumento de corrente determinado pelo sistema elétrico resultando em tensão sobre o dispositivo limitada a um valor aproximadamente constante. Este nível de tensão é chamado de nível de proteção do MOV ( $V_{PM}$ ).

A característica tensão - corrente do MOV é apresentada na figura 3.1.1 a seguir.

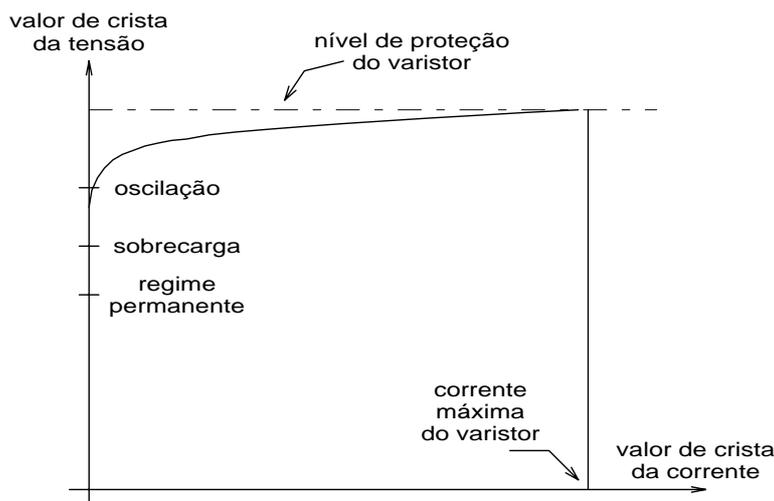


Figura 3.1.1 – Característica V x I do varistor a óxido metálico (MOV)

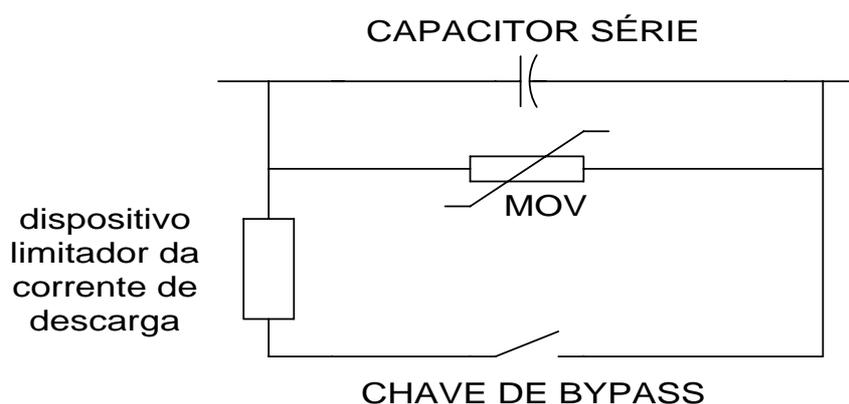
Abaixo do nível de proteção podemos ver os valores de crista dos níveis de tensão máxima de operação contínua, tensão máxima de sobrecarga e tensão máxima de oscilação eletromecânica. Com o disparo do MOV a partir da ocorrência de níveis de tensão de crista acima do nível de proteção e corrente elevada de curto, o capacitor pode ser considerado curto-circuitado. O conseqüente aumento da reatância indutiva do loop de falta determinará uma redução da corrente tanto maior quanto maior o nível de compensação do capacitor curto-circuitado. Um certo retardo de tempo é fixado para a ação do circuito de by-pass do MOV e que não atuará se o varistor cessar sua condução. Portanto, em caso de curtos auto-extinguíveis antes da ação da proteção da linha ou extingüíveis pela ação da proteção, o varistor tanto protege o capacitor quanto resulta em resinserção automática do capacitor com sobretensões limitadas. Em caso de curtos permanentes, a ação do varistor garantirá, além da proteção do capacitor, uma ação posterior de by-pass do conjunto em caso de religamento sem sucesso.

De qualquer forma, a ação de by-pass determinará maior facilidade para a proteção em razão da anulação ou redução da componente subsíncrona anteriormente presente nas correntes no loop de falta.

A ação do MOV permite proteção direta da compensação capacitiva durante os curtos no sistema de transmissão. A ação e resinserção automáticas promovidas pelo varistor de óxido de zinco pode conduzir, em certas situações, a aumento considerável nos limites de estabilidade transitória do sistema de potência. Os varistores a óxido de zinco apresentam, após todos estes anos de experiência operativa, projeto otimizado das

unidades capacitivas, confiabilidade e repetibilidade de desempenho e manutenção reduzida. Esquemas de proteção a MOV com e sem gap de proteção podem ser especificados. O esquema sem gap de proteção é apresentado na figura 3.1.2.

No presente trabalho de tese, visando promover o entendimento das dificuldades para a proteção de distância aplicada a sistemas de transmissão compensados, a ação dos varistores a óxido de zinco é completamente desprezada. Assim, teremos correntes maiores de curto-circuito e a presença constante das componentes subsíncronas nas correntes de curto-circuito. As informações apresentadas neste capítulo são, entretanto, não só importantes para entendimento do efeito da ação da proteção dos capacitores contra as sobretensões que se desenvolvem sobre eles durante os curto-circuitos mas também para verificação da ação da proteção da linha de transmissão e para definição dos casos de simulação quando a atuação do varistor de óxido metálico (MOV) for considerada.



**Figura 3.1.2** – Esquema de Proteção de Capacitores Série com MOV e sem Gap.

### 3.2 EFEITO DA COMPENSAÇÃO SÉRIE NO AUMENTO DOS NÍVEIS DE CURTO-CIRCUITO

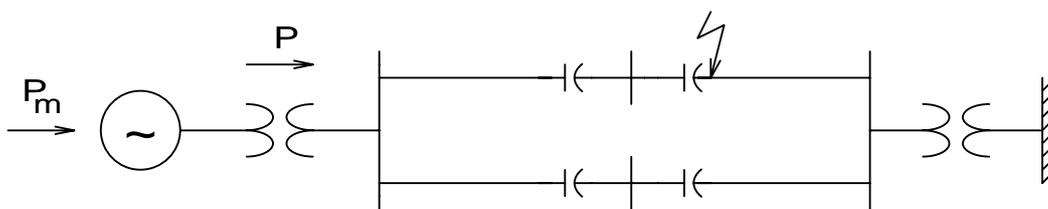
A necessidade de se transmitir níveis de potência que alcancem os limites térmicos dos sistemas de transmissão a longa distância sem perda da capacidade de manutenção do sincronismo no seguimento às perturbações resultantes de curto-circuito ao longo do sistema elétrico e de outras faltas resulta na aplicação freqüente de compensação série capacitiva. Enquanto a compensação indutiva em derivação é empregada ao longo do sistema de transmissão e, especialmente, nos terminais das seções de longo comprimento dos circuitos de transmissão de forma a permitir se

manter as tensões entre limites admissíveis, a compensação série capacitiva conduz à redução da reatância série total resultando, portanto, no aumento da capacidade de transferência de potência dos sistemas de transmissão onde são aplicadas. Além da relação custo-benefício favorável no que diz respeito ao aumento da capacidade de transferência de potência, sua utilização traz outras vantagens tais como melhor regulação de tensão ao longo do sistema tronco de transmissão, possibilidade de melhor controle da divisão de carregamento entre várias linhas e redução das perdas na transmissão. Mesmo considerando que a compensação série cria problemas como a ressonância subsíncrona e dificuldades para ação correta da proteção, os benefícios associados à sua utilização são normalmente considerados suficientes para justificar os esforços exigidos para projeto e operação de um sistema de transmissão mais complexo. Portanto, considerando que os problemas mencionados apresentam soluções técnica-mente viáveis, não há maiores razões para se evitar a utilização da compensação série capacitiva. Assim, pode ser verificado que a utilização de compensação série tem crescido paulatinamente, tanto em número de instalações quanto em total de potência reativa em bancos de capacitores.

A compensação série é normalmente expressa como um percentual da reatância indutiva da linha e especificada pelo grau de compensação série. O grau de compensação pode chegar a atingir faixas da ordem de 50 a 70% e deve ser considerado que os maiores graus de compensação causam maiores dificuldades para a correta ação do sistema de proteção.

Do ponto de vista econômico, é desejável operar o sistema de transmissão com os maiores níveis possíveis de potência de transferência (limite térmico), o que pode não ocorrer nos sistemas de transmissão longos não compensados. Como resultado do efeito de redução na reatância série efetiva e de aumento dos níveis de curto-circuito estão a possibilidade de operação com maiores transferências de potência em regime permanente e o aumento dos limites de estabilidade transitória dos sistemas interligados pela transmissão referida.

O aumento nas margens de estabilidade transitória associado à utilização da compensação série pode ser visualizado considerando o sistema indicado na figura 3.2.1 abaixo. O sistema caracteriza a potência transferida de um grupo de geradores para um sistema receptor de potência nominal muitas vezes maior.



**Figura 3.2.1** – Sistema de Transmissão em Longa Distância com Compensação Série

A figura 3.2.1 ilustra a relação senoidal potência – ângulo que determina as oscilações eletromecânicas da usina geradora em relação ao sistema receptor. Durante o curto circuito indicado 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. 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) expressa 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 resistores não lineares a óxido de zinco.

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 reacendimento 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 reacendimento 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 3.2.2 (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 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.

Se agora a reinserção relacionada à utilização dos varistores a óxido de zinco é considerada como 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 3.2.2.

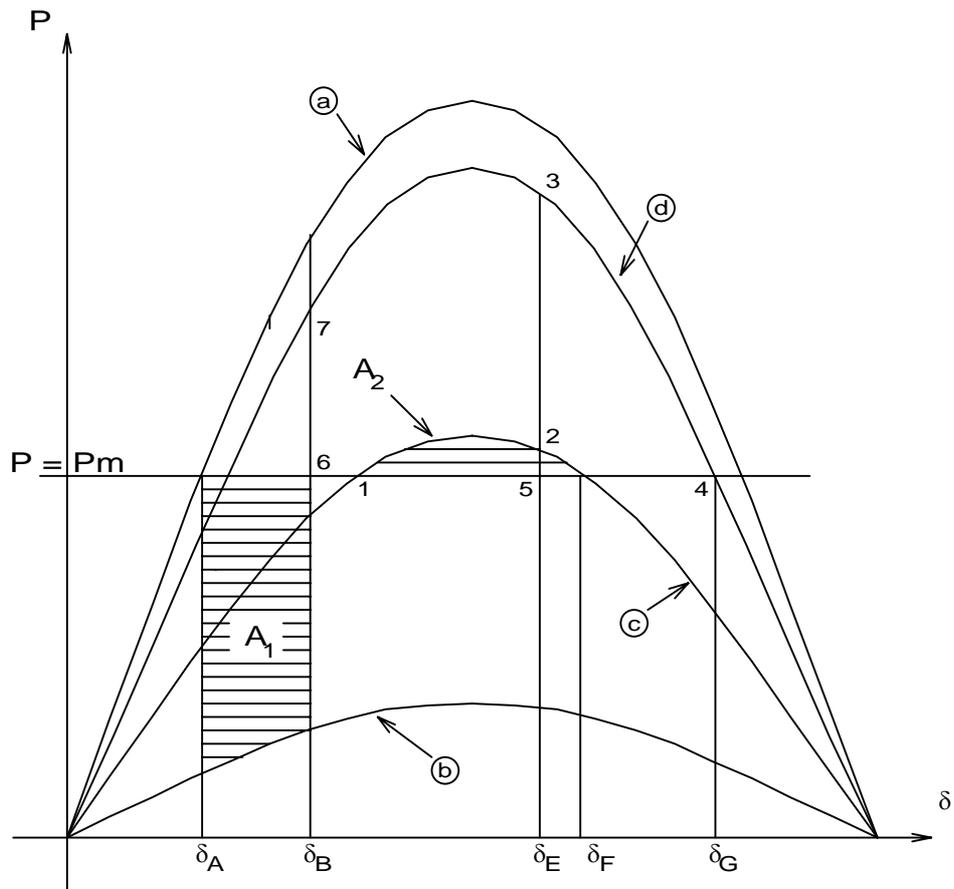


Figura 3.2.2 – Característica Potência – Ângulo do Sistema de Transmissão

## **4 ANÁLISE DO DESEMPENHO DOS CANAIS ANALÓGICOS**

O desempenho de um sistema de proteção de distância depende fundamentalmente das características dos componentes que constituem seus canais de transdução analógica de corrente e de tensão. Estes componentes já foram enumerados anteriormente e informações sobre os modelos matemáticos utilizados em sua representação foram fornecidas no capítulo 2. No presente capítulo o objetivo é apresentar resultados da simulação de desempenho destes canais frente a aplicação dos curtos circuitos normalmente considerados na avaliação do desempenho dos sistemas de proteção: os curtos trifásico, fase-fase, fase-terra e fase-fase-terra. Apenas curtos sólidos são considerados de forma a não dilatar o escopo do presente trabalho.

As dificuldades enfrentadas pelo sistema de proteção, algumas delas vinculadas de uma forma geral ao esquema de proteção de distância e outras à sua aplicação aos sistemas de transmissão compensados por capacitores série serão discutidas em paralelo com a apresentação dos resultados numéricos resultantes das simulações realizadas no decorrer do trabalho de tese. Estas simulações são apresentadas e seus resultados discutidos no item 4.3 deste capítulo 4 e no capítulo 5.

### **4.1 COMPONENTES SUBSÍNCRONAS DAS CORRENTES DE CURTO-CIRCUITO**

A ressonância subsíncrona é uma condição que pode ocorrer em um sistema de potência quando a rede elétrica apresenta componentes naturais de resposta com frequências que se situam abaixo da frequência síncrona. Nas situações em que as linhas de transmissão não apresentam compensação série capacitiva, a resposta do sistema elétrico será dada pela componente forçada senoidal a 60 Hz imposta pelas fontes de geração do sistema e componentes unidirecionais decrescentes. A adição de capacitores shunt ao sistema elétrico resultará na introdução de novas frequências naturais, de característica supersíncrona, ou seja, todas de frequência superior à frequência síncrona. Estas componentes são rapidamente amortecidas pelos geradores síncronos.

Diferentemente, o comportamento dos geradores síncronos frente a componentes subsínchronas é, normalmente, de produzir baixo amortecimento destas componentes. Isto resulta em tempos relativamente longos de persistência das componentes subsínchronas

nas respostas dos sinais de tensão e corrente gerados durante os curto-circuitos e outras faltas no sistema elétrico. Estas componentes são geradas pela aplicação de compensação série capacitiva às linhas de transmissão em longa distância.

O sistema de proteção de distância, como será visto nos capítulos seguintes, tem dificuldade para realizar corretamente a extração da componente fundamental de resposta dos sinais de tensão e de corrente, quando da presença simultânea das componentes subsíncronas.

#### 4.2 OS ALGORÍTMOS DE FILTRAGEM DIGITAL UTILIZADOS

Diversos algoritmos para extração da componente fundamental dos sinais de tensão e corrente provenientes do processamento analógico e convertidos para sinais discretos após as operações dos circuitos sample & hold, conversor A/D e multiplexador são disponíveis na literatura. Três destes algoritmos, o algoritmo de Fourier de janela de ciclo completo, o algoritmo de Walsh e o algoritmo Coseno, todos definidos para 16 pontos por ciclo, foram utilizados no presente trabalho de tese.

O algoritmo de Fourier representa, simplesmente, a versão discreta da formulação matemática para extração da componente fundamental associada à série de Fourier, utilizada amplamente para sinais periódicos no tempo.

Na avaliação através da série de Fourier, duas componentes  $V_x$  e  $V_y$  associadas às partes real e imaginária do fasor representativo da componente fundamental da forma de onda suposta contínua, são determinadas utilizando-se as seguintes expressões:

$$V_x = \frac{2}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} v(t) \cos \omega_0 t dt \quad V_y = \frac{2}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} v(t) \sin \omega_0 t dt \quad (11)$$

Avaliando estas duas integrais pelo método trapezoidal a partir da discretização do sinal  $v(t)$  em amostras  $v_j$  igualmente espaçadas no tempo pelo passo de tempo  $\Delta t$ , obtemos:

$$V_x = \frac{2}{N} \sum_{j=0}^N W_{x,j} v_j, \quad \text{onde } W_{x,j} = \cos(2\pi j / N) \quad (12)$$

$$V_Y = \frac{2}{N} \sum_{j=0}^N W_{Y,j} v_j, \quad \text{onde } W_{Y,j} = \sin(2\pi j / N) \quad (13)$$

Nas expressões acima,  $v_j$  representa a  $j$ -ésima amostra dentro da janela de observação,  $j = 0, 1, \dots, N$  e  $T = N \cdot \Delta t$ . Nos cálculos realizados na presente tese, fixamos  $N = 16$ .

A amplitude e fase da componente fundamental contida na forma de onda de  $v(t)$  pode ser estimada, então, usando as seguintes expressões:

$$V_1 = ((V_X)^2 + (V_Y)^2)^{1/2}, \quad \theta_1 = -a \tan(V_Y / V_X) \quad (14)$$

O algoritmo Coseno tem sido utilizado por alguns fabricantes de relés de proteção. Ele representa uma variação do algoritmo de Fourier acima apresentado, no qual os cálculos de  $V_Y$  indicados acima na expressão (13), as amostras  $v_{j-4}$  (e não as amostras  $v_j$ ) são multiplicadas pelos termos  $W_{Y,j}$  definidos não por  $W_{Y,j} = \sin(2\pi j / N)$ , mas por  $W_{Y,j} = \cos(2\pi(j-4) / N)$ . Neste algoritmo Coseno,  $\theta_1$  é definido por  $\theta_1 = a \tan(V_Y / V_X)$ . Os cálculos para  $V_X$  são os mesmos realizados para o algoritmo de Fourier.

O algoritmo de Walsh foi definido especificamente para aplicações em proteção, em razão da necessidade de rapidez maior nos cálculos realizados pelos algoritmos. O algoritmo de Walsh é mais rápido que o algoritmo de Fourier e que o algoritmo Coseno, já que as multiplicações indicadas acima nas expressões (12) e (13) para determinar  $V_X$  e  $V_Y$  não precisam ser realizadas. Os coeficientes de Walsh, ao invés de serem definidos pelas funções coseno e seno em  $W_{X,j} = \cos(2\pi j / N)$  e  $W_{Y,j} = \sin(2\pi j / N)$ , como na formulação de Fourier, são dados por  $+1$  e  $-1$  dentro da janela de observação.

Nas simulações realizadas no presente trabalho de tese, o interesse maior foi o de se verificar se o algoritmo de Walsh apresenta desempenho bem similar ao apresentado pelo algoritmo de Fourier, este normalmente considerado como o algoritmo de referência. Com o desenvolvimento de CPU's cada vez mais poderosas, ênfase maior nos dias de hoje é colocada na precisão dos algoritmos e não na sua rapidez para determinação das amplitudes e fases das tensões e correntes. Desta forma, atualmente é muito reduzido o interesse na utilização deste algoritmo, como ocorria nas décadas de 80 e 90.

### 4.3 SIMULAÇÕES DE DESEMPENHO DOS CANAIS ANALÓGICOS

Neste item, o primeiro objetivo é apresentar os resultados de simulação das tensões e correntes de fase no ponto de localização da proteção de distância (barramento A do trecho de linha AB do sistema de transmissão apresentado no item 2.2) obtidas com o programa MATLAB no seguimento aos curtos referidos acima. . A representação matemática para as fontes de tensão e transformador é realizada através de suas equações diferenciais a parâmetros concentrados, enquanto os dois circuitos de transmissão têm seus efeitos considerados normalmente através de uma representação a parâmetros distribuídos. Estes sinais são então aplicados aos canais de transdução de corrente, incluindo os transformadores de corrente e filtragem analógica através de um circuito de Butterworth de segunda ordem, e aos canais de tensão que compreende a transdução de tensão através dos divisores capacitivos de potencial e dos transformadores de potencial e ainda a filtragem de segunda ordem de Butterworth.

O segundo objetivo é, portanto, apresentar a resposta dos elementos referidos constituintes dos canais analógicos de transdução de corrente e tensão.

O terceiro objetivo é analisar o desempenho destes canais analógicos frente às dificuldades discutidas nos itens anteriores.

#### 4.3.1 – Curto Monofásico na Fase A antes da compensação série

As figuras 4.3.1.1, 4.3.1.2 e 4.3.1.3 apresentam a tensão na fase A e as correntes nas fase A e C decorrentes de curto franco monofásico aplicado ao final do trecho de linha AB, logo antes da compensação série. A figura 4.3.1.1 mostra, além da tensão da fase A, os sinais de tensão mais relevantes associados ao canal de tensão da fase A no seguimento a um curto monofásico na fase A e localizado exatamente no final da linha AB, antes da compensação série. O curto nesta figura e em todas as demais ocorre no instante  $t_F = 20 \text{ ciclos} = 0.3333 \text{ s}$ . No período de  $0.3000 \text{ s}$  a  $0.3333 \text{ s}$  pode se considerar que o sistema elétrico está operando no regime permanente pré-falta. A curva indicada por  $(v_p')$  representa a tensão fase-neutro na fase A do sistema elétrico no ponto de localização da proteção (barramento A da linha AB). Esta tensão está referida ao lado secundário do transformador de potencial. São também indicadas a tensão no lado

secundário do TP ( $v_s$ ) e que representa a tensão de entrada do filtro analógico ( $v_{in}$ ), a tensão ( $v_{C12}$ ) sobre a capacitância equivalente ( $C_{12}$ ) do DCP no circuito analógico de tensão e a tensão de saída ( $v_{out}$ ) do filtro.

Podemos concluir que a tensão de saída do filtro analógico é bastante representativa da componente fundamental da tensão fase-neutro na fase A do sistema elétrico. Além do ganho do canal de tensão (115V / 500kV) associado ao divisor capacitivo, devemos considerar o ganho do filtro igual a 0.5 em regime permanente, mas igual a 0,4569 (um pouco menor) na frequência de 60 Hz. A tensão  $v_{out}$  indicada no gráfico pode, portanto, ser referida ao lado primário do divisor capacitivo se estes dois ganhos forem aplicados. Outro ponto importante que pode ser verificado é o atraso de fase introduzido pelo filtro de butterworth de segunda ordem. Na frequência de 60 Hz o atraso é de  $59,49^\circ$ . Com base na comparação entre as amplitudes da tensão ( $v_p'$ ) no período pré-falta e pós-falta, podemos concluir que a redução de tensão relativamente pequena indica que a impedância do trecho de linha envolvido na falta é relativamente alta, indicando que o curto-circuito foi aplicado relativamente distante eletricamente do ponto de localização do sistema de proteção.

As Figuras 4.3.1.2 e 4.3.1.3 mostram os sinais de corrente associados aos canais das correntes nas fases A (a fase sob curto) e C (uma das fases sãs) no seguimento ao curto monofásico na fase A como referido acima. Além das correntes que percorrem estas fases no sistema elétrico e que são, portanto, aplicadas ao primário dos transformadores de corrente associados (representadas pelas correntes referidas ( $i_p'$ )), são também indicados a corrente secundária do TC ( $i_s$ ), a corrente de excitação do TC ( $i_{exc}$ ) e a tensão de saída do filtro analógico ( $v_{out}$ ).

O sinal de corrente secundária  $i_s$  também representa, em forma e em amplitude, a tensão de entrada do filtro analógico ( $v_{in}$ ) para cada um dos canais de corrente, já que  $v_{in} = R_B \cdot i_s$  e que o valor escolhido para  $R_B$  foi de  $1\Omega$ . As correntes secundárias dos TCS de fases A e C indicam componentes unidirecionais não desprezíveis nas correntes de excitação destas fases. Pode ser verificado o evidente crescimento da corrente na fase sob falta (fase A) no seguimento ao curto monofásico e, ainda que na corrente da fase C, apesar de suas amplitudes não aumentarem em relação aos níveis pré-falta, ocorre o

aparecimento de uma componente subsíncrona de amplitude não desprezível. Na corrente de curto da fase A (figura 4.3.1.2) e na tensão desta mesma fase (figura 4.3.1.1) como vistas do ponto de localização da proteção, desde que a compensação série não está presente no loop de falta, a componente subsíncrona tem amplitude relativamente bem menor.

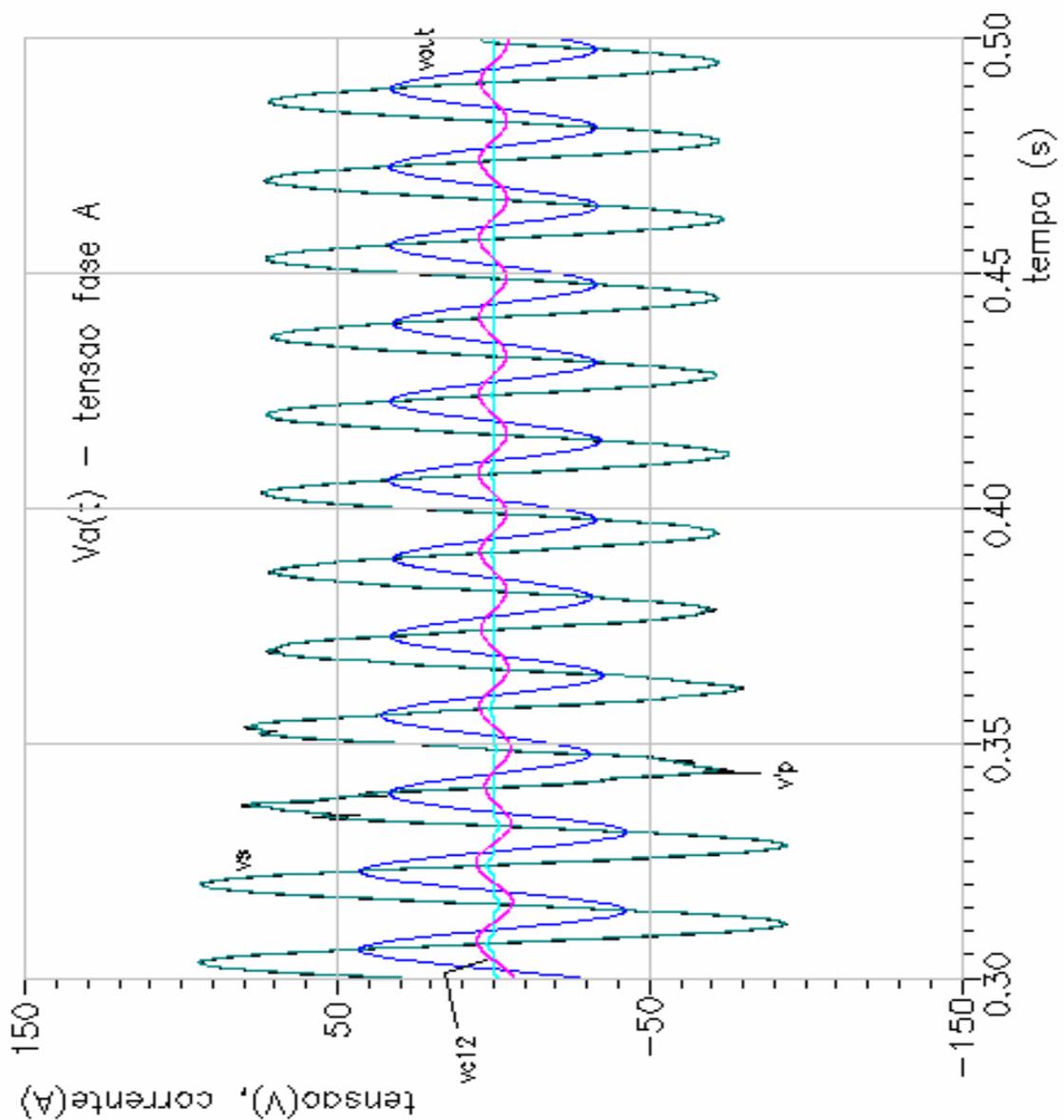


Figura 4.3.1.1 – Curto Fase-Terra no final do trecho AB, antes da Compensação Série - Tensão na Fase A

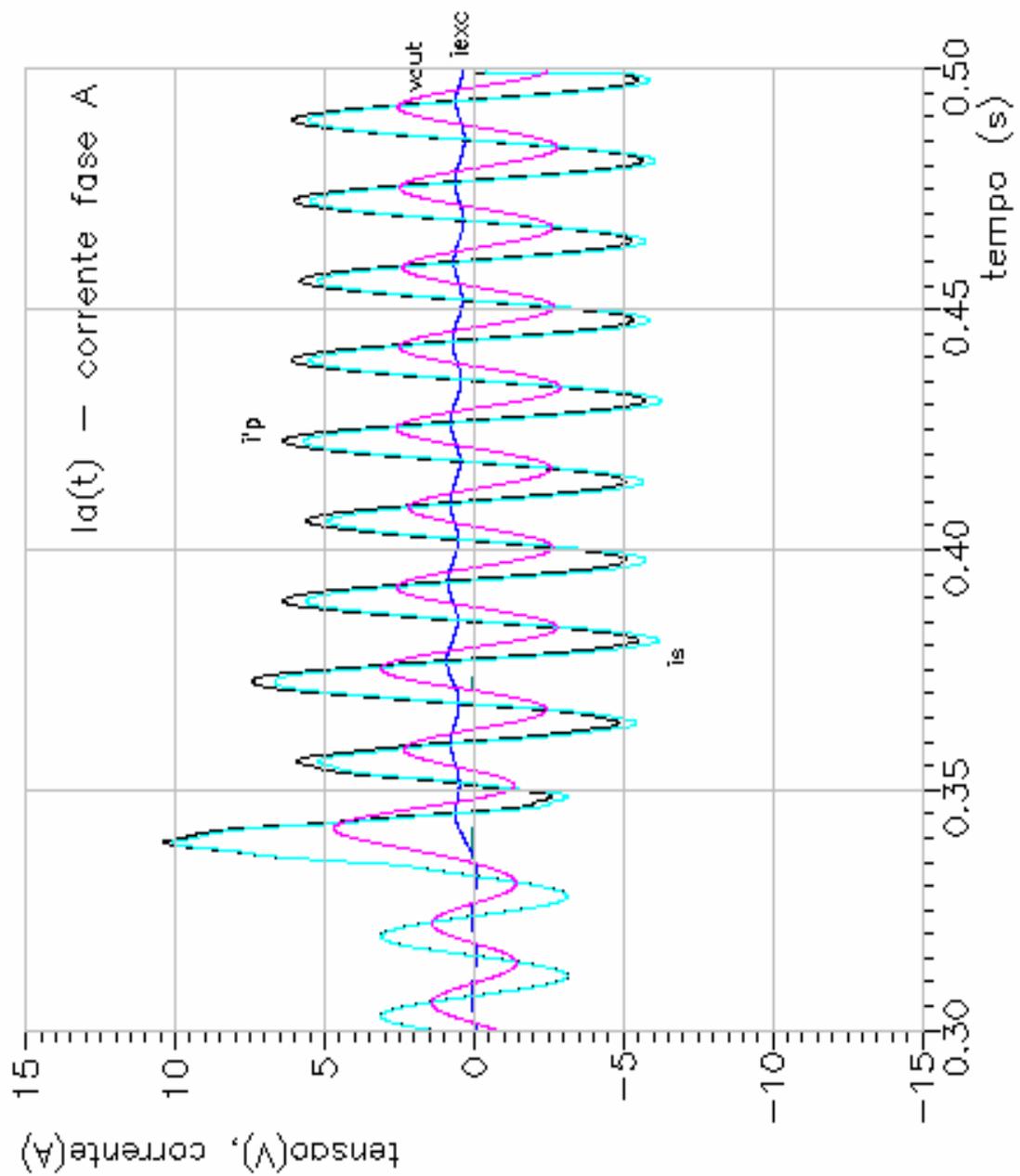


Figura 4.3.1.2 – Curto Fase -Terra no final do trecho AB, antes da Compensação Série - Corrente na Fase A

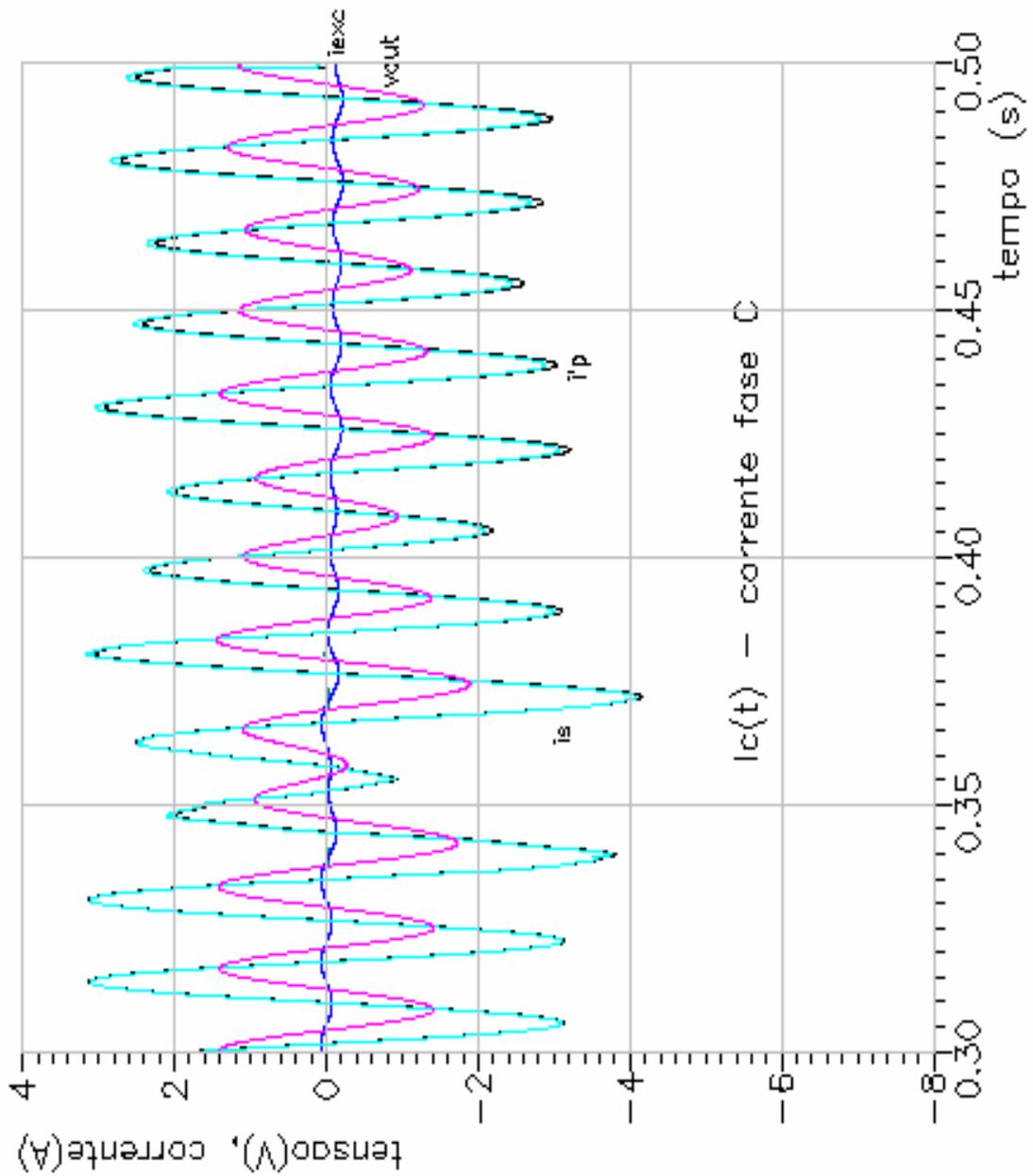


Figura 4.3.1.3 – Curto Fase-Terra no final do trecho AB, antes da Compensação Série - Corrente na Fase C

#### 4.3.2 – Curto Monofásico na Fase A após a compensação série

A Figura 4.3.2.1 da mesma forma como a figura 4.3.1.1. para o caso sem compensação série, mostra os sinais de tensão mais relevantes associados ao canal de tensão da fase A no seguimento ao curto monofásico na fase A localizado agora após os dois blocos de compensação série relativos aos dois trechos de linha de 250 km.

Com a reatância capacitiva associada à compensação série total de  $2 \times 56,2\% = 112,2\%$  superando a reatância indutiva total do trecho AB de linha, haverá uma inversão da tensão no loop de falta vista do ponto de localização da proteção (barramento A). Desta forma, a reatância equivalente do trecho de linha sob falta passa do valor total indutivo de 100% da impedância da linha para o valor total de  $112,2 - 100 = 12,2\%$  capacitivo. Esta reatância de 12,2%, mesmo capacitiva neste caso, quando percorrida pela corrente de falta, conduzirá a níveis de tensão na fase A, no barramento de localização da proteção, bem menores que no caso anterior de curto monofásico antes da compensação série. Isto pode ser verificado pela inspeção da curva representativa da tensão  $v_p'$  referida ao secundário, no primário do divisor capacitivo, comparando-se as amplitudes do sinal antes e após a ocorrência da falta. A redução referida é também evidente nas amplitudes do sinal de saída ( $v_{out}$ ) do filtro analógico. A componente subsíncrona apresenta maior amplitude sobre as tensões no caso deste curto após a compensação do que no caso anterior, mas com amortecimento relativamente lento. Esta componente subsíncrona se apresenta por diversos ciclos da frequência fundamental após a incidência da falta em  $t_F = 0,3333 s$ .

A Figura 4.3.2.2, por outro lado, mostra que na fase B não envolvida com a falta, a tensão no barramento A de localização da proteção se mostra relativamente insensível à falta aplicada.

A Figura 4.3.2.3 indica as grandezas relativas ao canal analógico de corrente da fase A. Observamos que a corrente de curto após a compensação se apresenta com níveis relativamente mais altos que no caso anterior. A componente subsíncrona se apresenta ainda mais evidente sobre a corrente de falta da fase A do que sobre a tensão nesta mesma fase no ponto de localização da proteção (barramento A). A corrente de excitação apresenta amplitudes relativamente pequenas e componente unidirecional praticamente desprezível (no gráfico  $vc12$  está indicado ao invés de  $i_{exc}$ ).

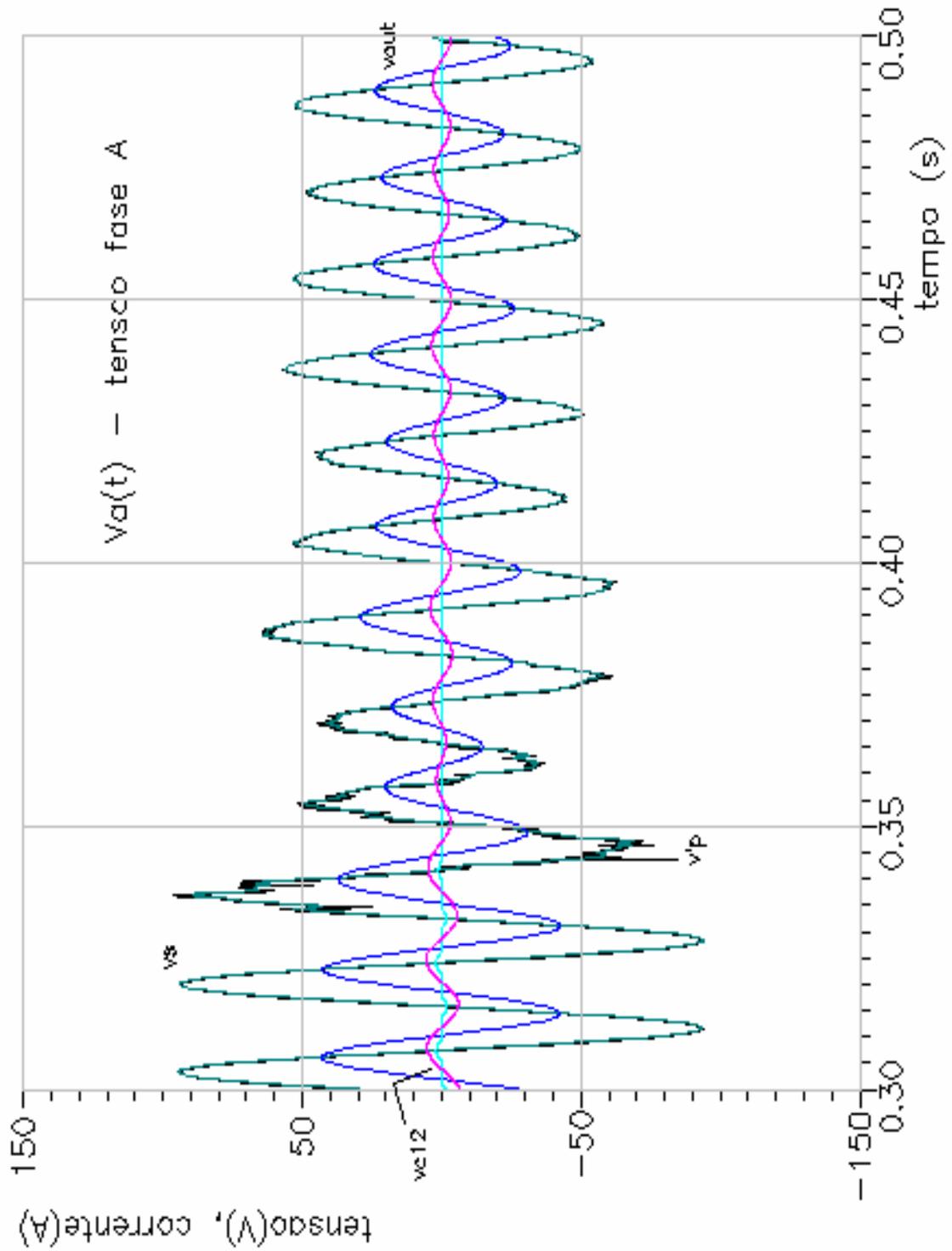


Figura 4.3.2.1 – Curto Fase-Terra no final do trecho AB, depois da Compensação Série Tensão na Fase A

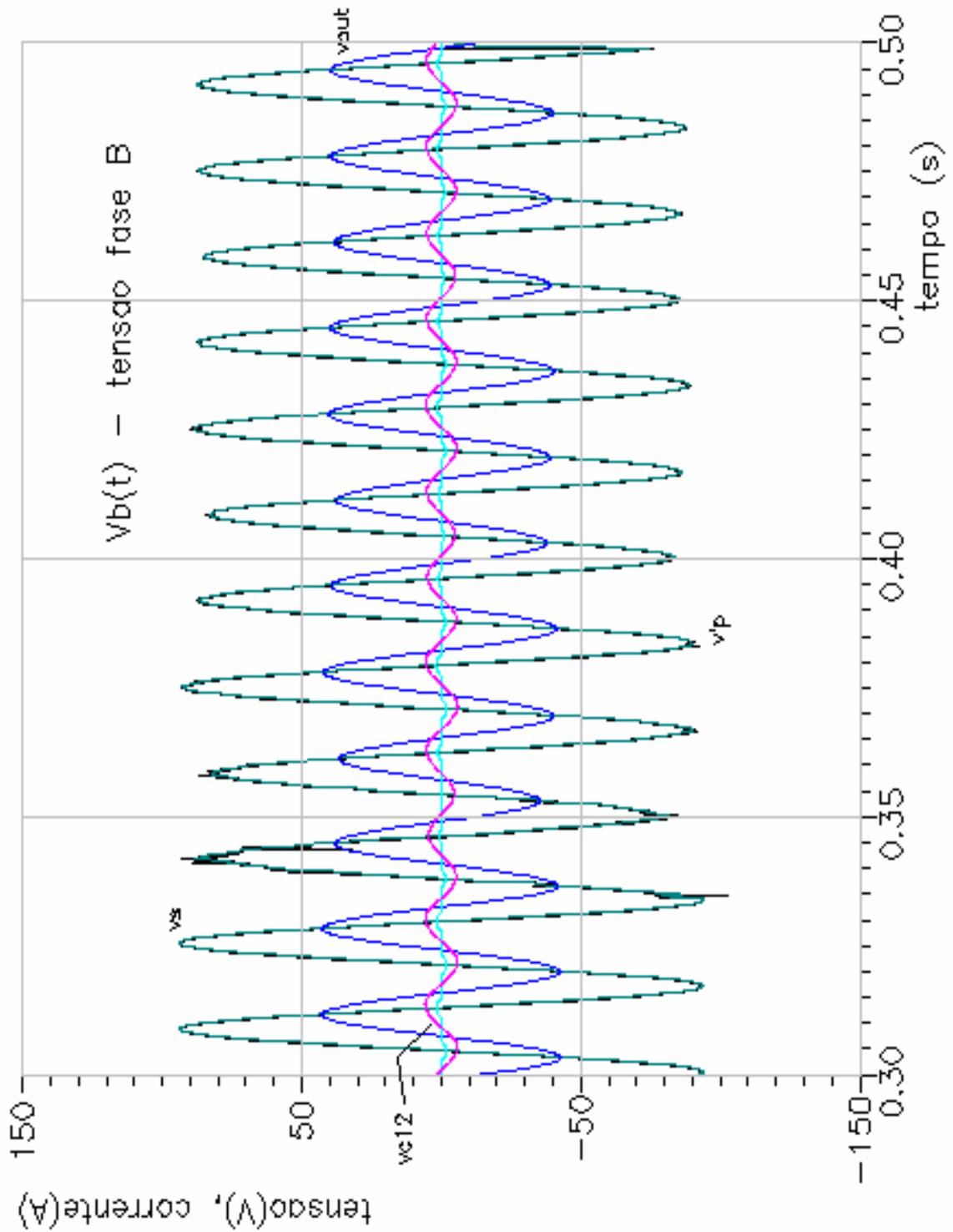


Figura 4.3.2.2 – Curto Fase-Terra no final do trecho AB, depois da Compensação Série Tensão na Fase B

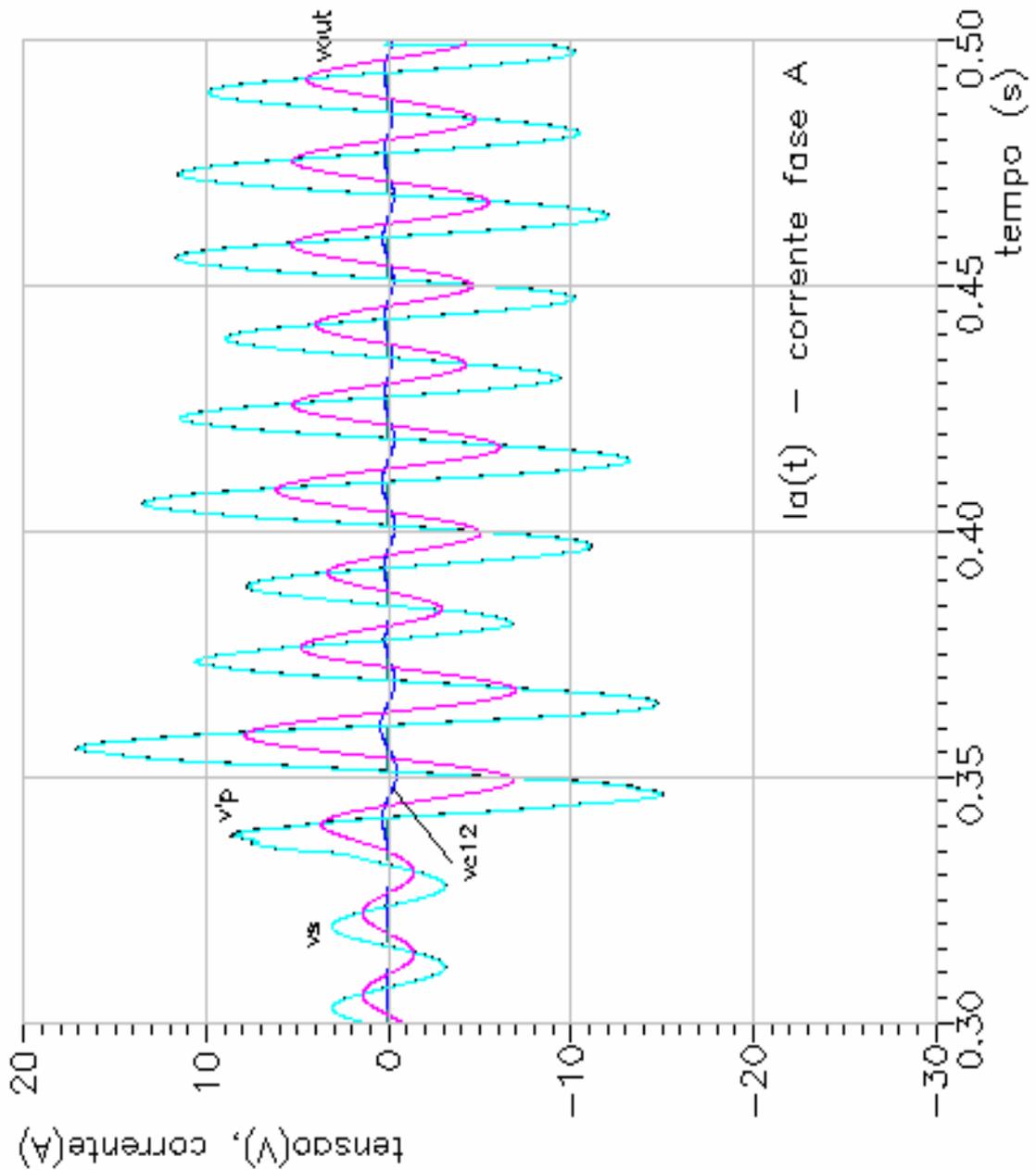


Figura 4.3.2.3 – Curto Fase-Terra no final do trecho AB, depois da Compensação Série Corrente na Fase A

#### 4.3.3 – Curto Bifásico entre as Fases B e C antes da compensação série

A Figura 4.3.3.1 mostra os sinais de tensão mais relevantes associados ao canal de tensão da fase A no seguimento a um curto bifásico entre as fases B e C e localizado nova-mente no final da linha AB, antes da compensação série.

Observamos que a fase A não sofre nenhum efeito importante para curto bifásico entre as outras fases, de forma que as formas de onda de  $v'_P$ ,  $v_S$ ,  $v_{C12}$  e  $v_{out}$  não apresentam qualquer modificação importante durante o período de curto em relação à fase pós-falta.

A Figura 4.3.3.2 mostra as formas de onda de  $v'_P$ ,  $v_S$ ,  $v_{C12}$  e  $v_{out}$  associadas ao canal de tensão da fase C. A tensão na fase C do sistema elétrico, no ponto de localização da proteção, mostra um conteúdo harmônico apreciável em alta frequência decorrente da aplicação da falta bifásica ao final da linha AB, antes da compensação série.

Podemos constatar que o filtro analógico mostra grande eficiência na eliminação do efeito das altas frequências, já que sua saída apresenta praticamente apenas a componente de 60 Hz. Portanto, a redução desta componente decorrente do curto fase-fase pode ser determinada pela comparação da amplitude do sinal  $v_{out}$ , antes e após a aplicação da falta, no instante 0.3333 s.

A Figura 4.3.3.3 mostra os sinais associados ao canal de corrente da fase B no seguimento ao curto bifásico referido.

O aumento evidente da corrente na fase B no seguimento ao curto bifásico é acompanhado pelo aumento também evidente da componente senoidal a 60Hz indicado pelo sinal de saída do filtro analógico  $v_{out}$ . A inspeção de  $v_{out}$  indicada amplitude muito pequena da componente subsíncrona para esta falta antes da compensação série.

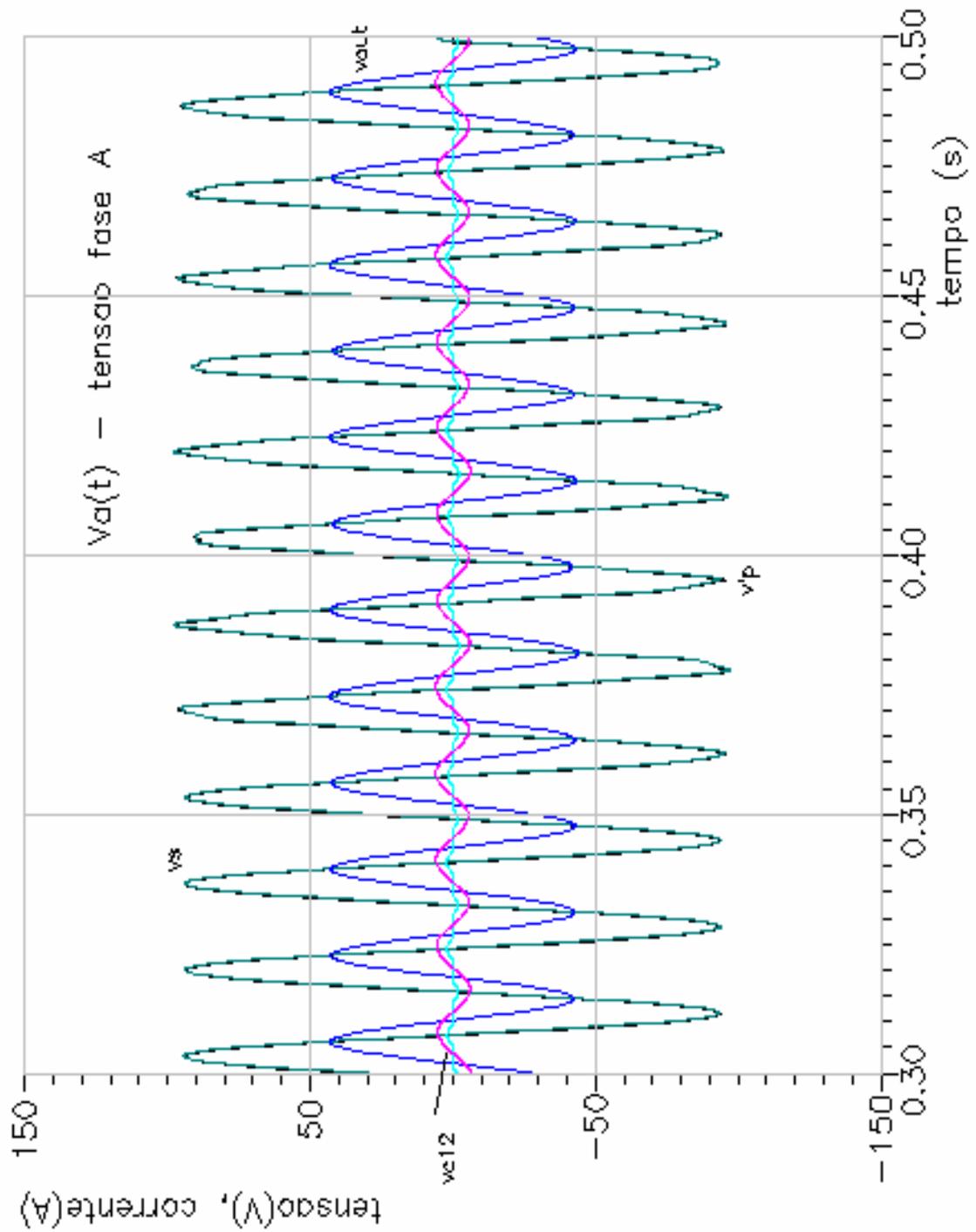


Figura 4.3.3.1 – Curto Bifásico no final do trecho AB, antes da Compensação Série - Tensão na Fase A

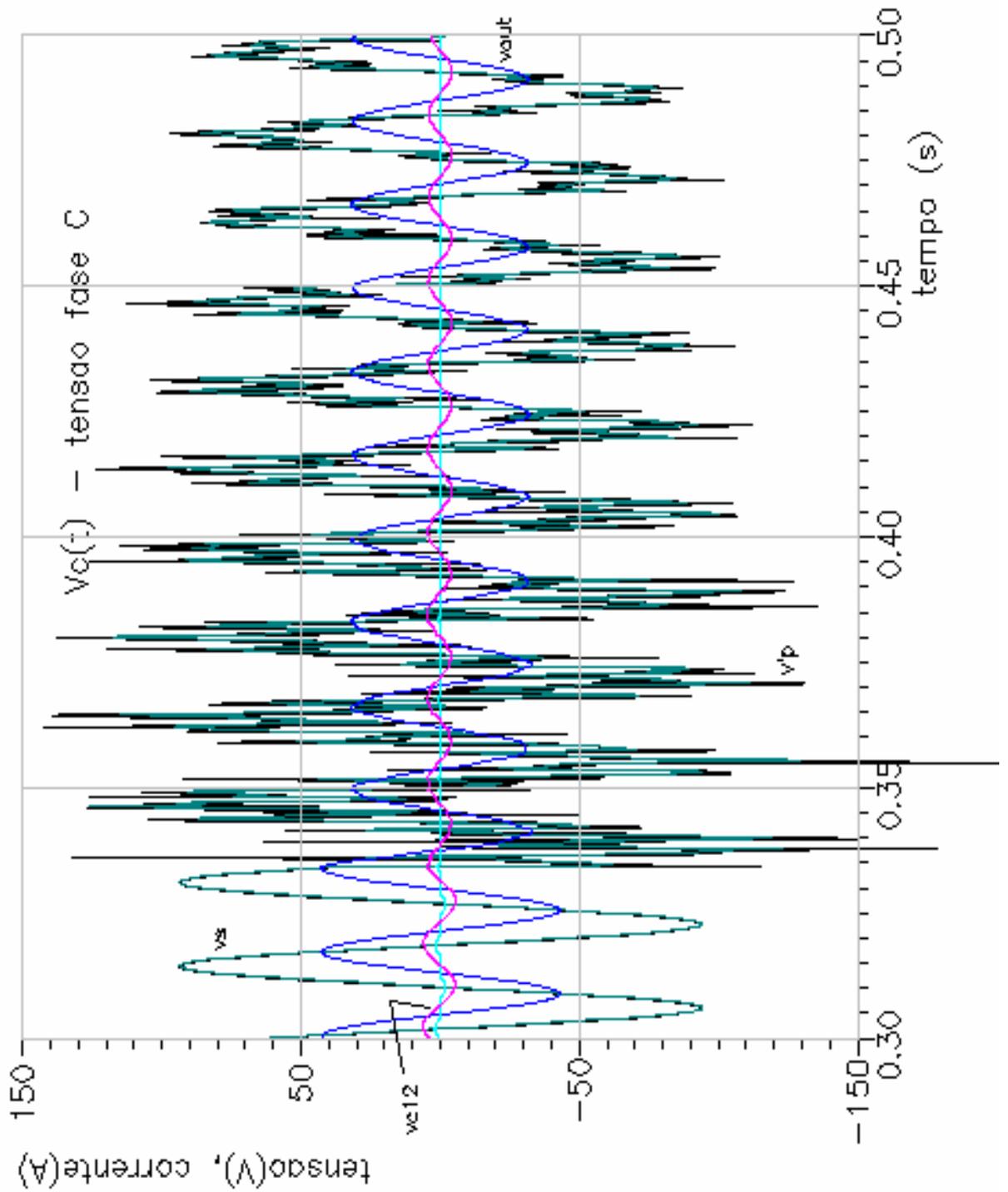


Figura 4.3.3.2 – Curto Bifásico no final do trecho AB, antes da Compensação Série - Tensão na Fase C

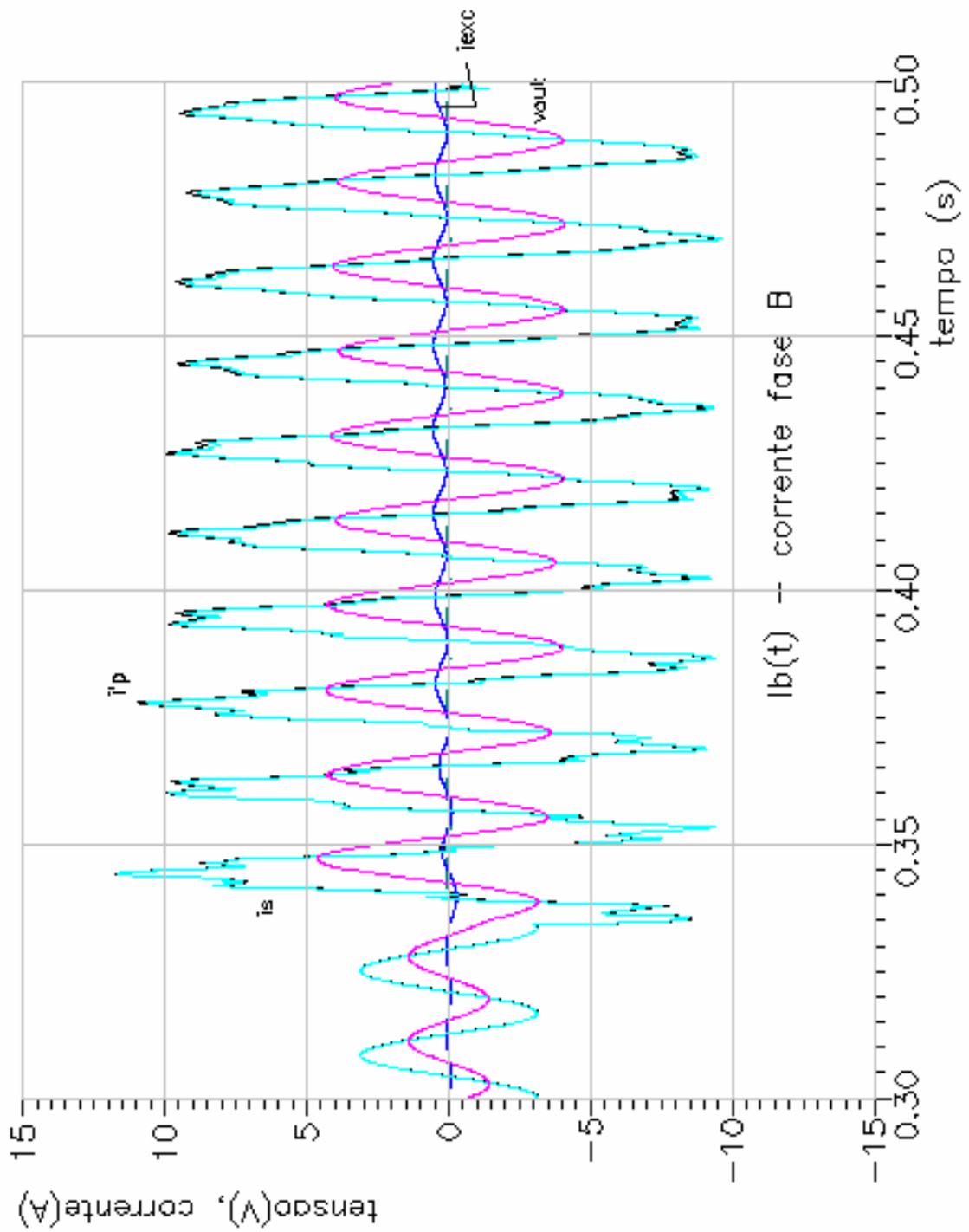


Figura 4.3.3.3 – Curto Bifásico no final do trecho AB, antes da Compensação Série - Corrente na Fase B.

#### 4.3.4 – Curto Bifásico entre as Fases B e C depois da compensação série

A Figura 4.3.4.1 mostra os sinais de tensão mais relevantes associados ao canal de tensão da fase B no seguimento ao curto bifásico entre as fases B e C e localizado novamente no final da linha AB, antes da compensação série.

Observamos que a tensão na fase B, neste caso, sofre redução ainda maior no ponto de localização da proteção do que no caso do curto antes da compensação série. A saída do filtro analógico  $v_{out}$  mostra novamente a presença das componentes fundamental a 60Hz e subsíncrona. Enquanto a primeira mostra redução expressiva em razão da aplicação da falta, a última determina as oscilações dos valores de crista do sinal de saída do filtro analógico no período de falta.

A Figura 4.3.4.2 mostra as formas de onda de  $i'_p$ ,  $i'_s$ ,  $i'_{exc}$  e  $v_{out}$  associadas ao canal de corrente da fase A.

A componente fundamental de  $i'_p$  parece não apresentar alteração relevante em sua amplitude em decorrência da aplicação do curto bifásico. As oscilações de amplitude determinadas pelo surgimento da componente subsíncrona agora apresentam maior amplitude mesmo considerando que o curto está sendo aplicado após a compensação série nas outras fases B e C.

A Figura 4.3.4.3 mostra as formas de onda de  $i'_p$ ,  $i'_s$ ,  $i'_{exc}$  e  $v_{out}$  associadas ao canal de corrente da fase C.

A componente fundamental de  $i'_p$  na fase C apresenta aumento expressivo em sua amplitude em decorrência da aplicação do curto bifásico. Oscilações na amplitude de  $i'_p$  e na tensão de saída do filtro analógico podem também ser observadas no período de falta.

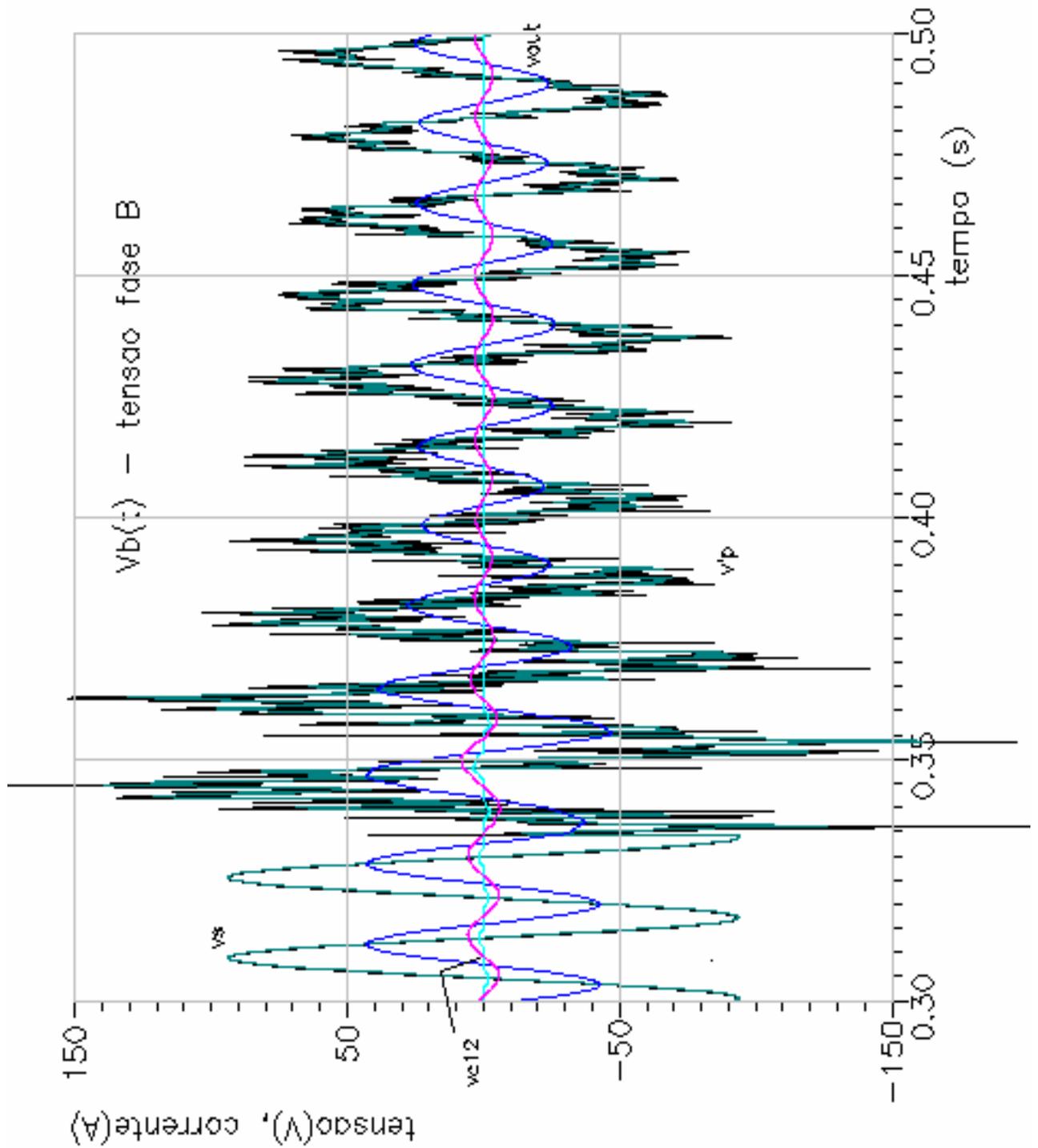


Figura 4.3.4.1 – Curto Bifásico no final do trecho AB, depois da Compensação Série - Tensão na Fase B

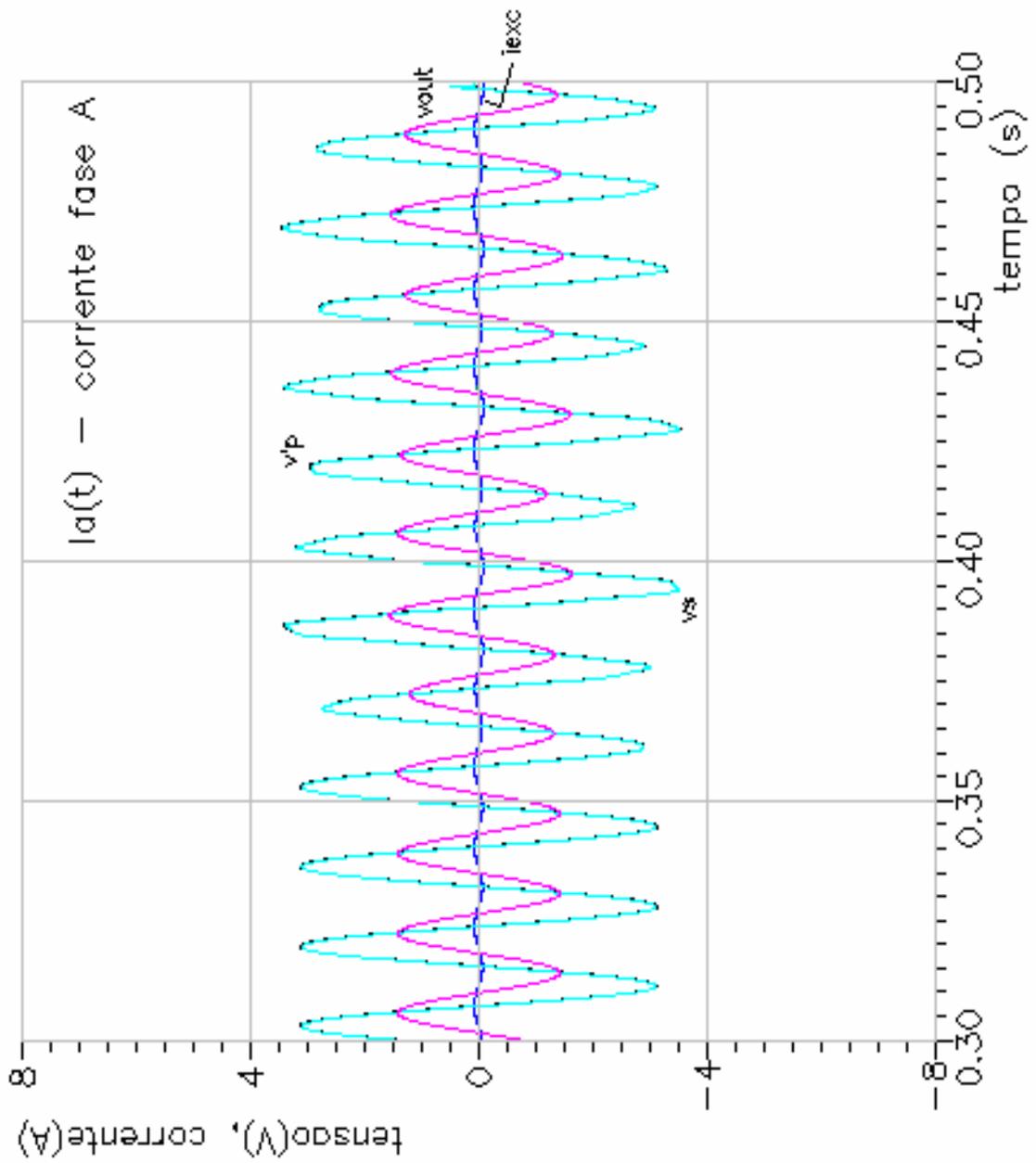


Figura 4.3.4.2 – Curto Bifásico no final do trecho AB, depois da Compensação Série - Corrente na Fase A

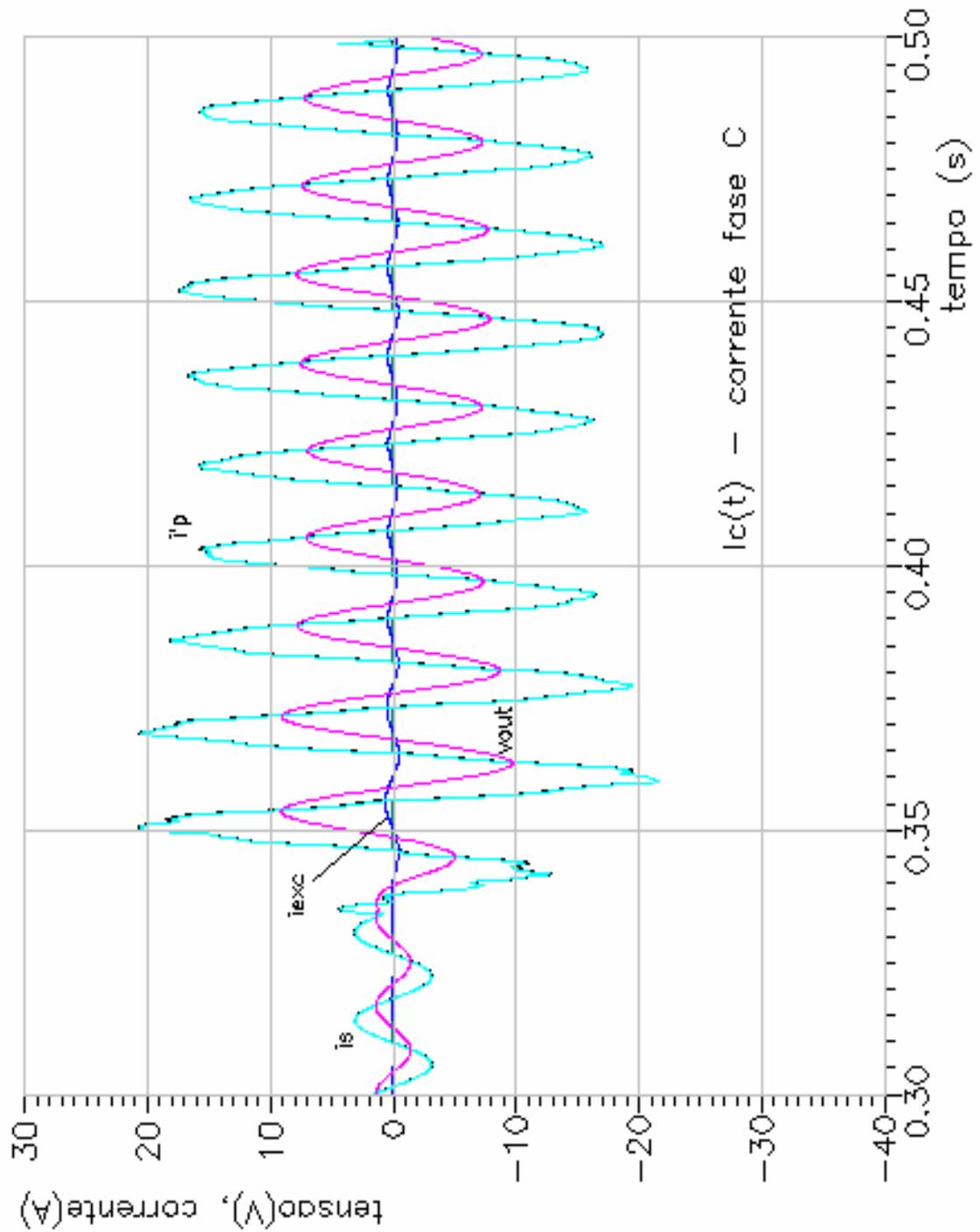


Figura 4.3.4.3 – Curto Bifásico no final do trecho AB, depois da Compensação Série - Corrente na Fase C

4.3.5 – Curto Bifásico - Terra entre as Fases B e C antes da compensação série

As Figuras 4.3.5.1, 4.3.5.2 e 4.3.5.3 mostram os sinais de tensão mais relevantes associados aos canais de tensão das fases A e C e ao canal de corrente da fase B no seguimento ao curto bifásico-terra entre as fases B e C e localizado novamente no final da linha AB, antes da compensação série.

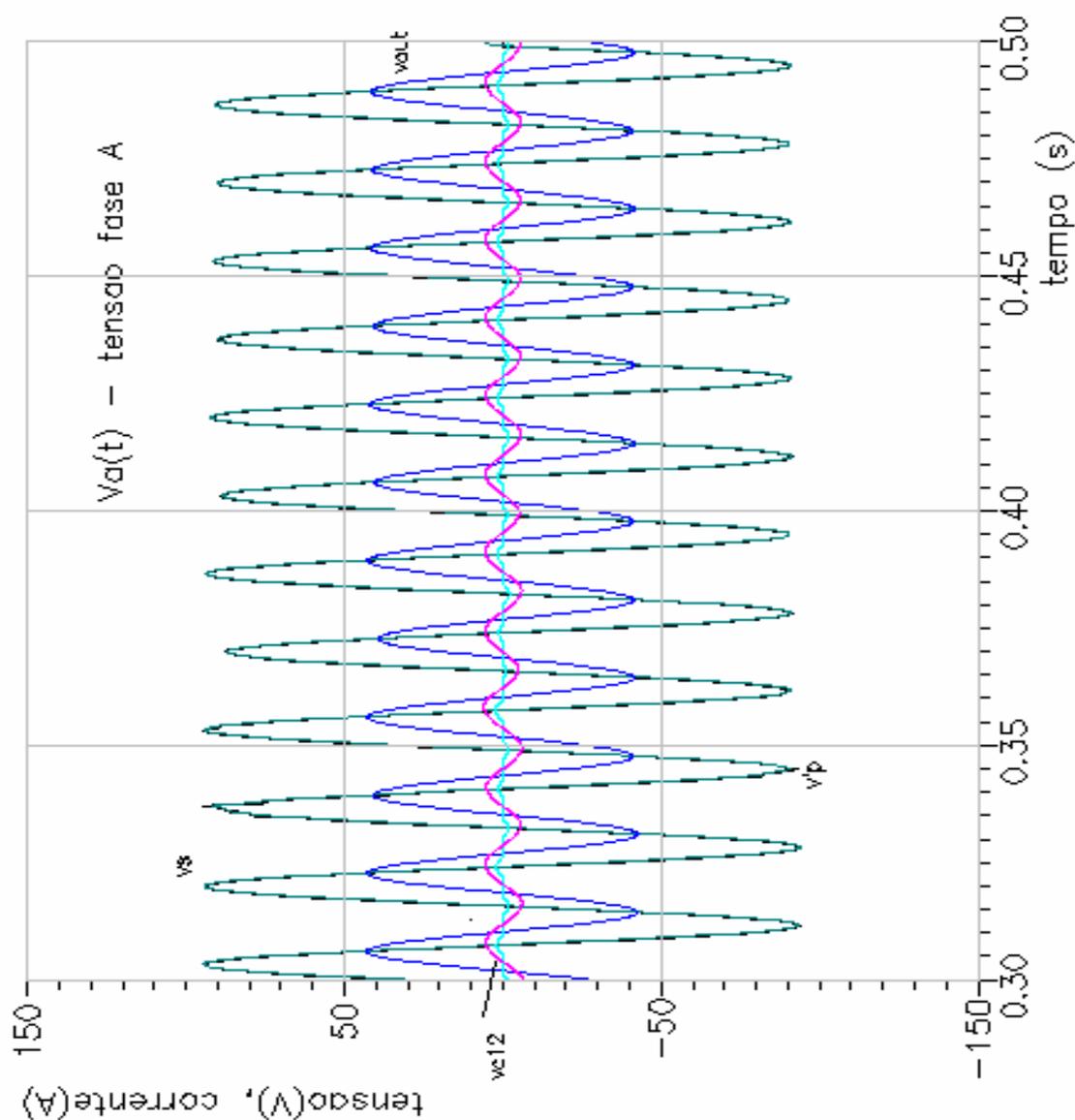


Figura 4.3.5.1 – Curto Bifásico -Terra no final do trecho AB, antes da Compensação Série. Tensão na Fase A

Observamos que a tensão na fase A se mantém praticamente constante independente da aplicação do curto, com nível de componente sub-síncrona muito pequeno. A redução na tensão na fase C, no ponto de localização da falta, é bastante evidente, especialmente pela observação da tensão de saída filtro analógico  $v_{out}$ , com indicação de rápida convergência para o ponto de operação pós-falta, com o curto mantido. A corrente de curto na fase B também se apresenta bem superior à corrente de operação pré-falta, também com componente subsíncrona bastante reduzida.

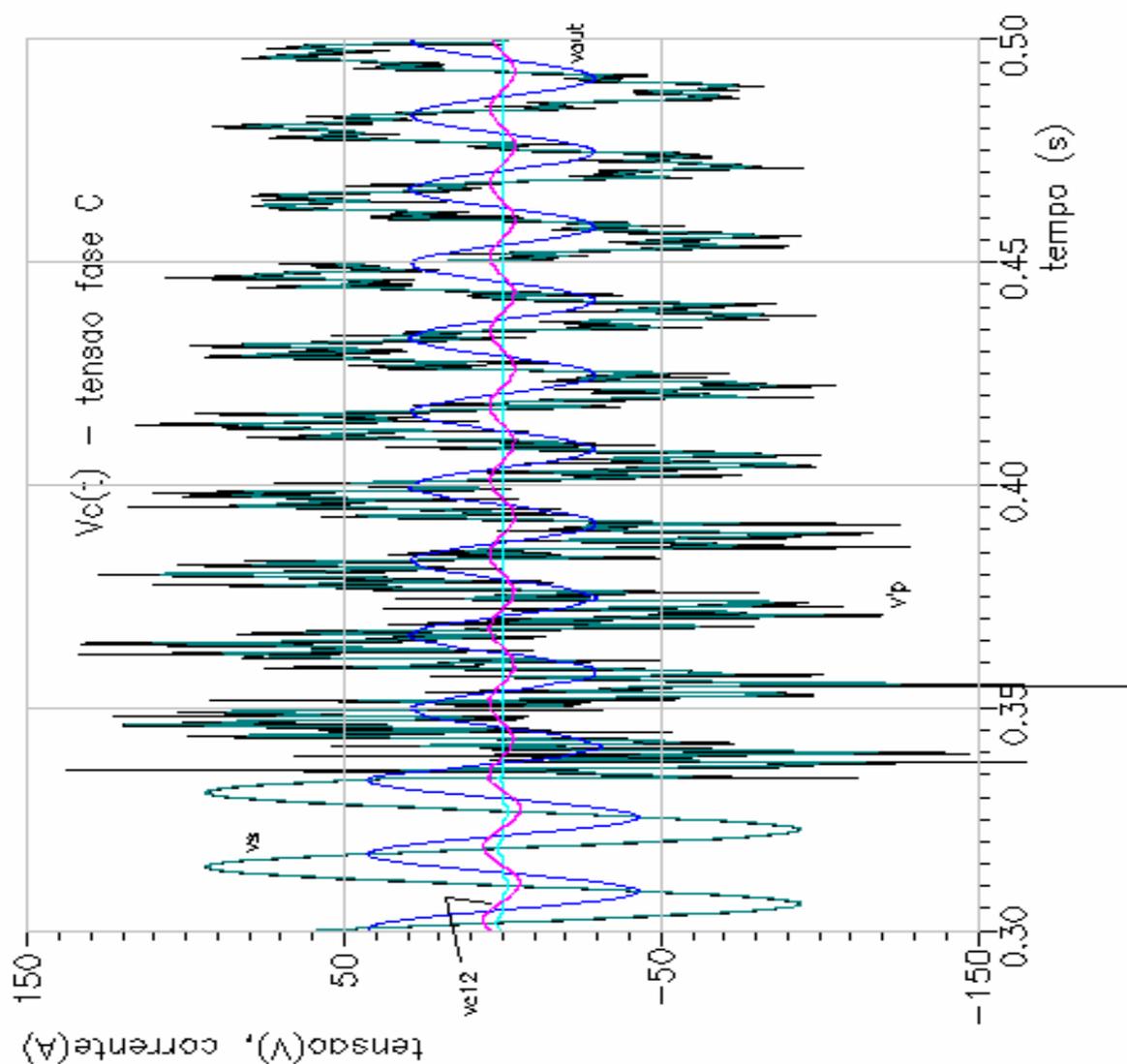


Figura 4.3.5.2 – Curto Bifásico-Terra no final do trecho AB, antes da Compensação Série Tensão na Fase C

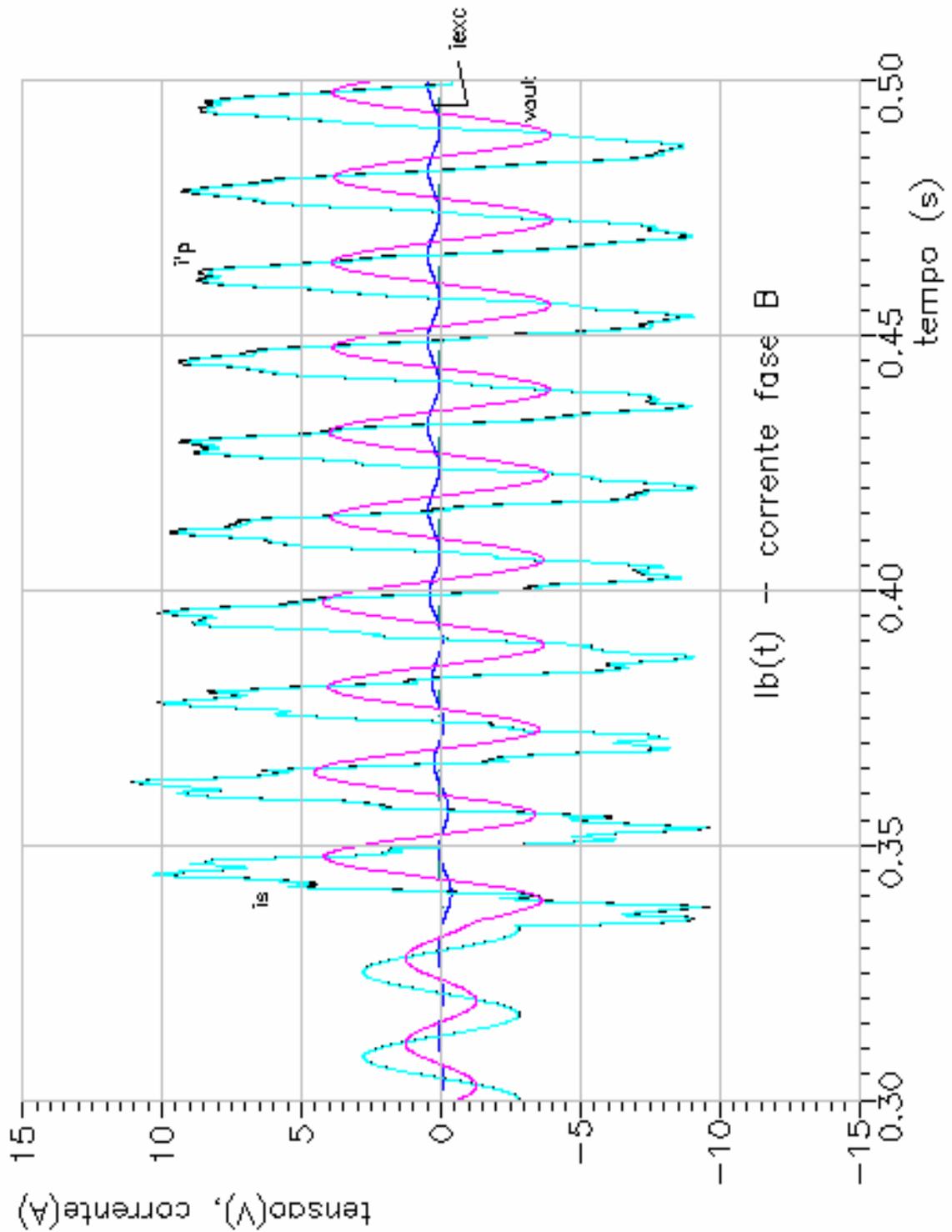


Figura 4.3.5.3 – Curto Bifásico-Terra no final do trecho AB, antes da Compensação Série Corrente na Fase B

4.3.6 – Curto Bifásico - Terra entre as Fases B e C depois da compensação série

As Figuras 4.3.6.1, 4.3.6.2 e 4.3.6.3 mostram os sinais de tensão mais relevantes associados ao canal de tensão das fases B e aos canais de corrente das fases A e C no seguimento ao curto bifásico-terra entre as fases B e C localizado após a compensação série.

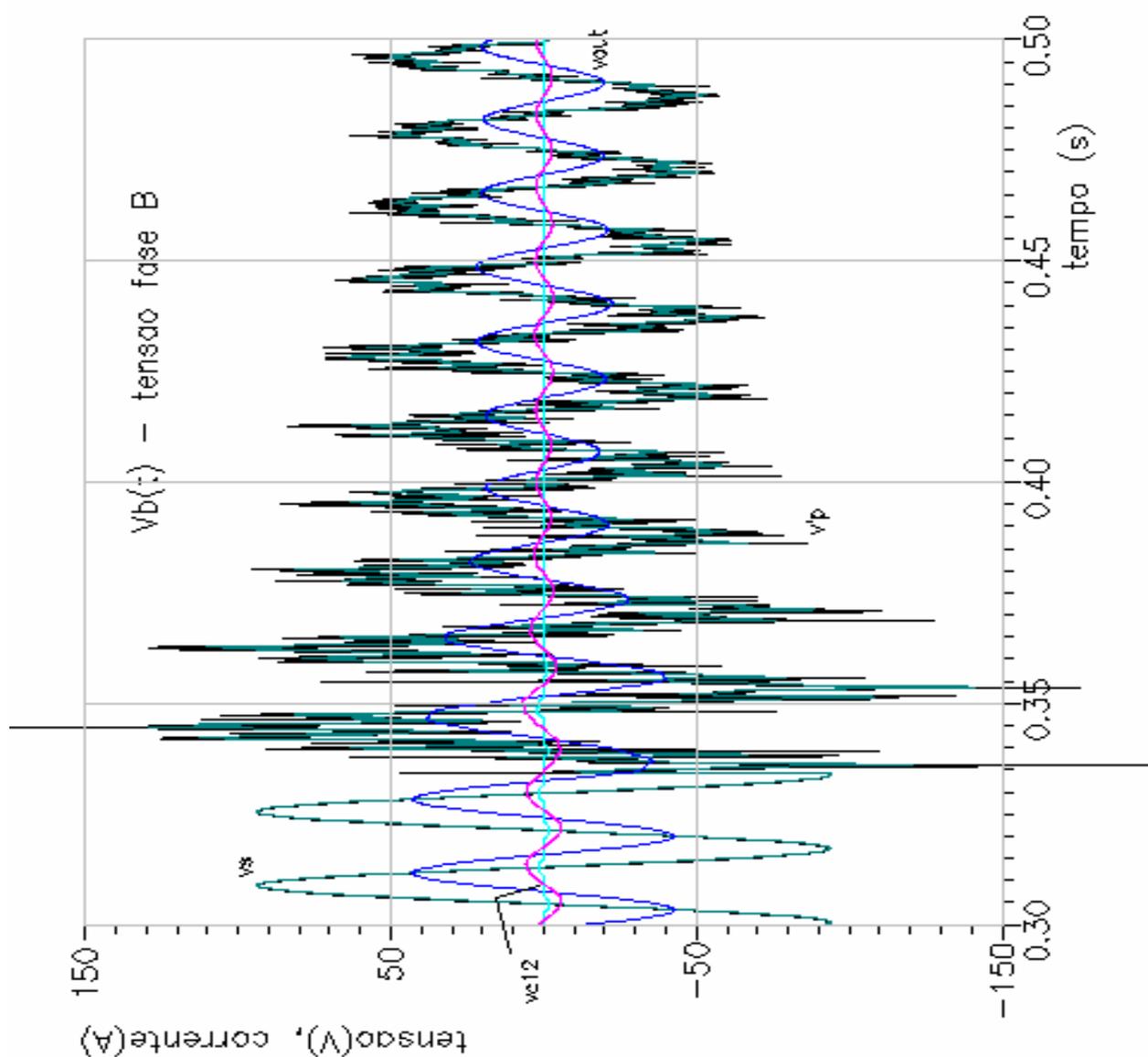


Figura 4.3.6.1 – Curto Bifásico-Terra no final do trecho AB, depois da Compensação Série. Tensão na Fase B

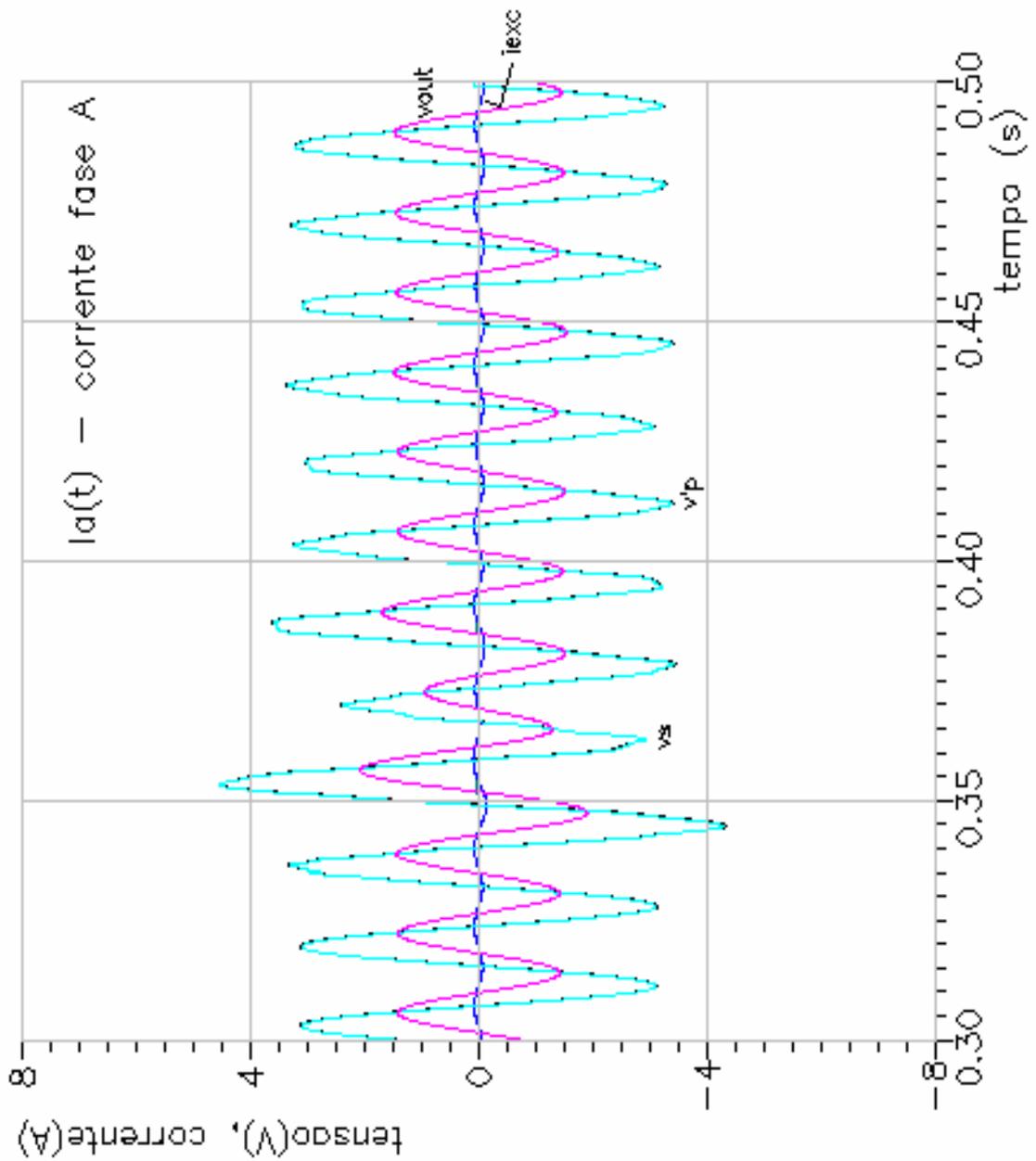


Figura 4.3.6.2. - Curto Bifásico-Terra no final do trecho AB, depois da Compensação Série - Corrente na Fase A

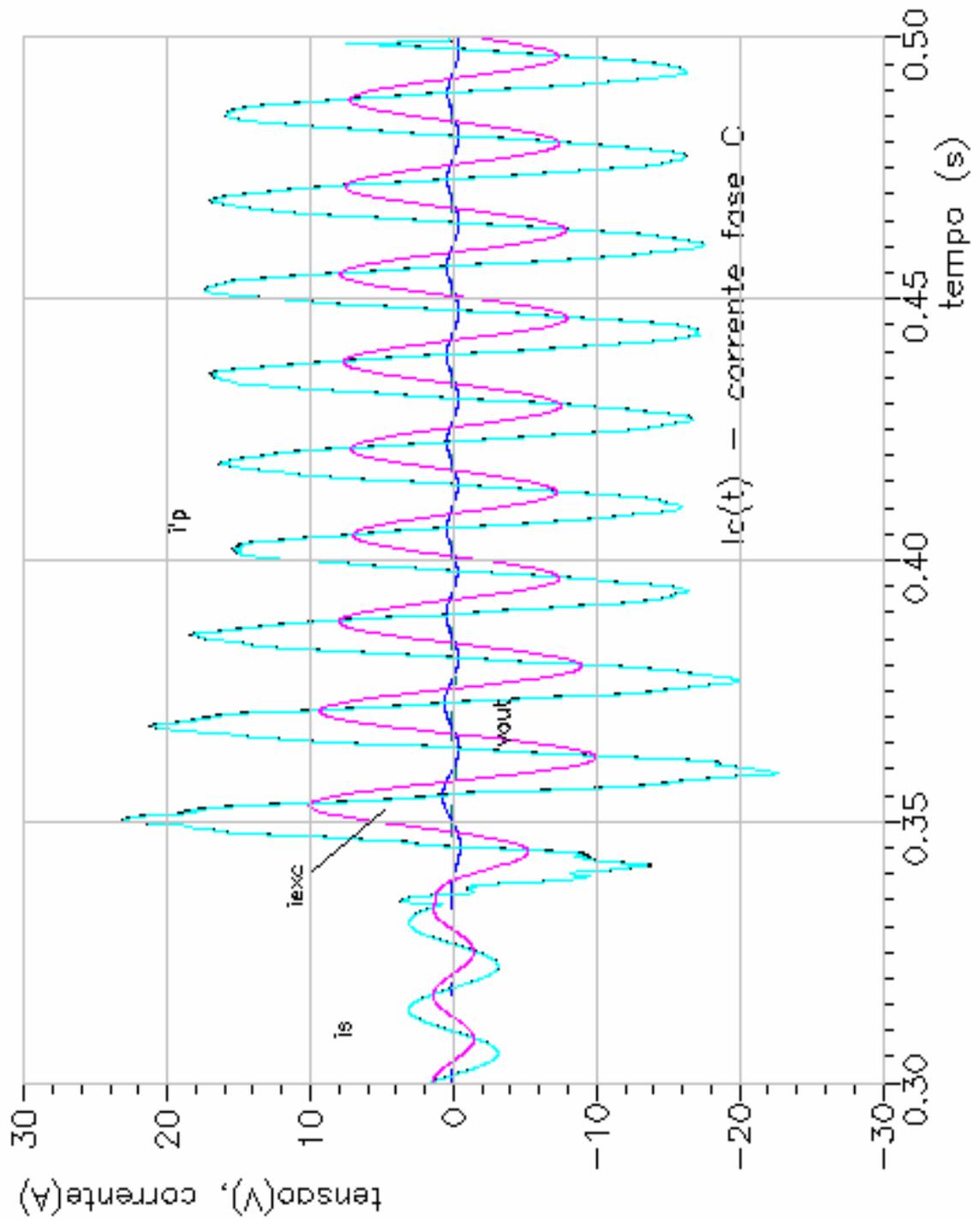


Figura 4.3.6.3 – Curto Bifásico-Terra no final do trecho AB, depois da Compensação Série - Corrente na Fase C

A partir da observação da tensão  $v_{out}$  do canal de tensão da fase B, podemos concluir que a componente fundamental da tensão nesta fase, no ponto de localização da proteção, mostra redução sensível em razão da aplicação do curto após a compensação série. O sinal de corrente na fase A, por sua vez, mostra uma oscilação em sua amplitude, mais ou menos estabilizando-se cerca de 3 ciclos após a ocorrência da falta. Isto é indicado tanto pela variável  $i_p'$  quanto pela variável  $v_{out}$  de saída do filtro analógico do canal de corrente da fase A. A amplitude do sinal de corrente em uma das fases envolvidas (fase C) com o curto-circuito cresce bastante após a aplicação do defeito e apresentando uma oscilação de amplitude relativamente reduzida na frequência subsíncrona.

A redução na tensão na fase C, no ponto de localização da falta, é bastante evidente, especialmente pela observação da tensão de saída filtro analógico  $v_{out}$ , com indicação de rápida convergência para o ponto de operação pós-falta, com o curto mantido. A corrente de curto na fase B também se apresenta bem superior à corrente de operação pré-falta, também com componente subsíncrona bastante reduzida.

#### 4.3.7 – Curto Trifásico antes da compensação série

As Figuras 4.3.7.1, 4.3.7.2 e 4.3.7.3 mostram os sinais de tensão mais relevantes associados ao canal de tensão da fase A e aos canais de corrente das fases B e C no seguimento ao curto trifásico localizado novamente no final da linha AB, antes da compensação série.

Observamos na Figura 4.3.7.1 que a tensão na fase A no ponto de localização da proteção, como deve ocorrer com as demais fases, apresenta redução apreciável em razão da aplicação da falta no final da linha, antes da compensação série. O efeito sobre a componente senoidal a 60 Hz pode ser visto claramente pela observação da tensão de saída do filtro analógico  $v_{out}$ .

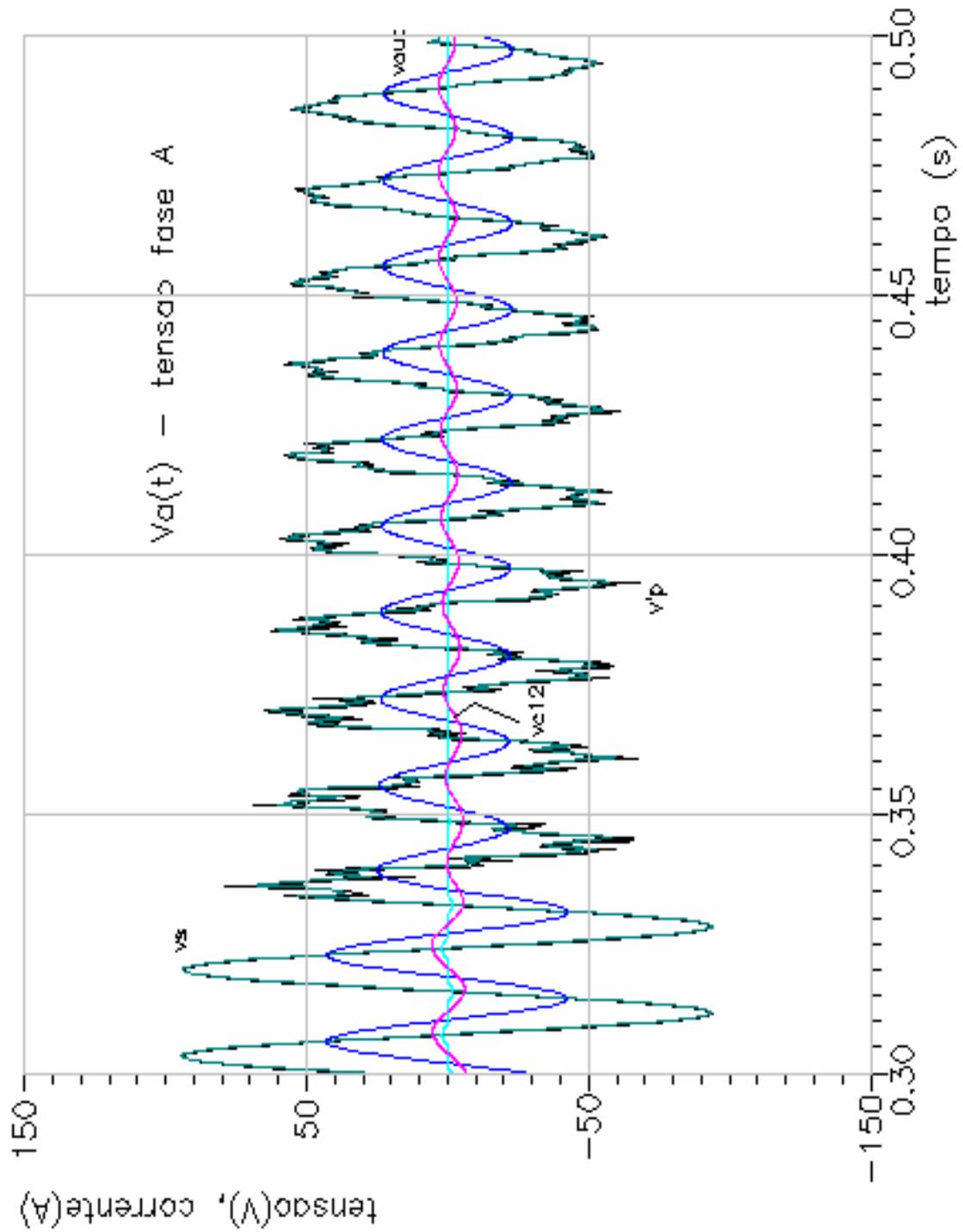


Figura 4.3.7.1 – Curto Trifásico no final do trecho AB, antes da Compensação Série Tensão na Fase A

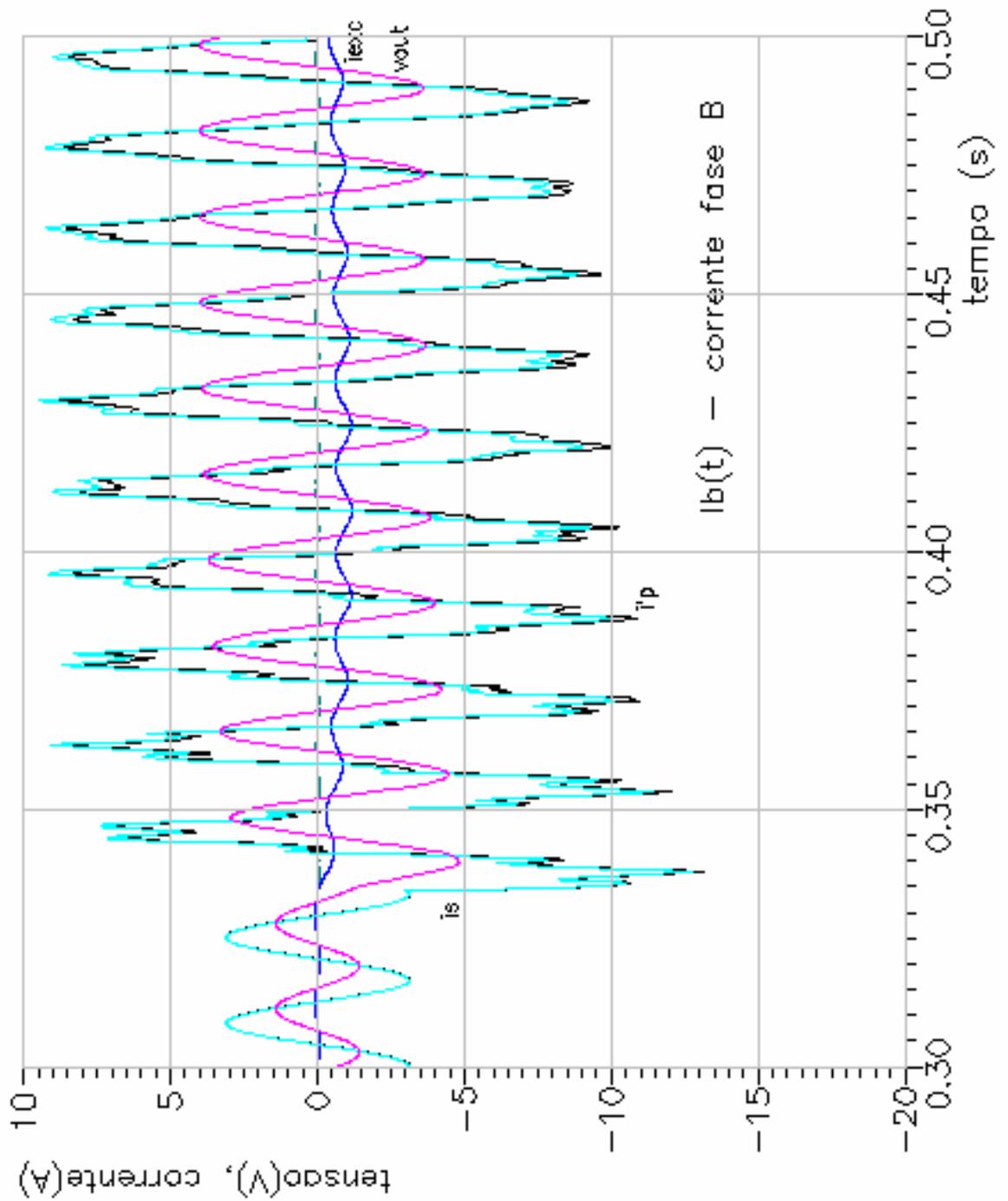


Figura 4.3.7.2 - Curto Trifásico no final do trecho AB, antes da Compensação Série Corrente na Fase B

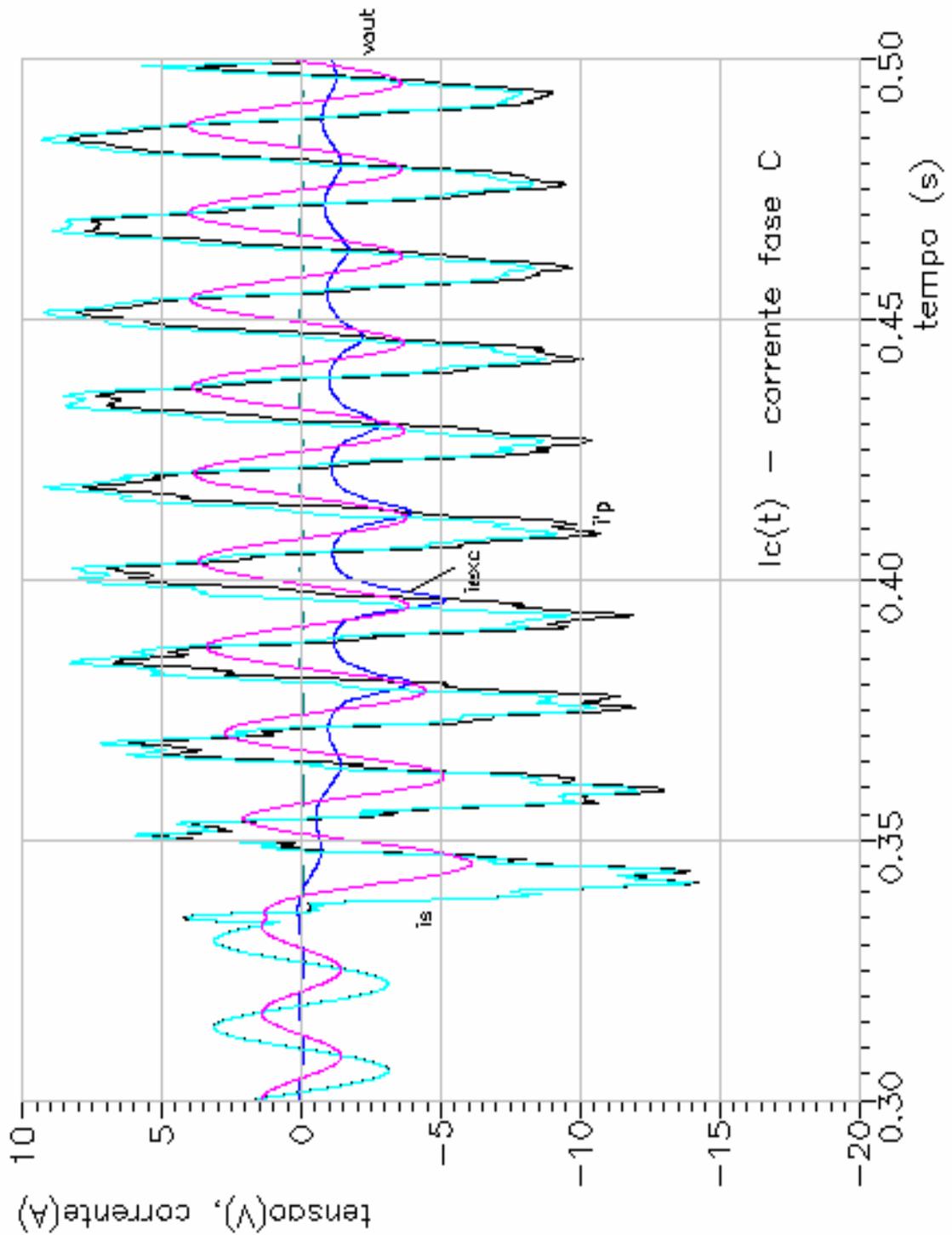


Figura 4.3.7.3 – Curto Trifásico no final do trecho AB, antes da Compensação Série - Corrente na Fase C

Nas Figuras 4.3.7.2 e 4.3.7.3 pode ser observado o aumento da componente fundamental das correntes nas fases resultantes da aplicação do curto trifásico. As duas correntes primárias denominadas por  $i'_p$  apresentam componentes unidirecionais evidentes, resultando em corrente de excitação de amplitude relativamente alta, o que explica a diferença entre as correntes primárias  $i'_p$  e secundárias  $i_s$  nos dois canais de transdução. Não se nota qualquer evidência de componente subsíncrona já que as malhas de falta associadas ao sistema de proteção localizado no barramento A para os três canais de corrente e ainda para os três canais de tensão, em caso de curto trifásico, não incluem qualquer um dos capacitores série. Nos primeiros ciclos após a falta, a presença da componente CC é também evidente sobre o sinal de saída  $v_{out}$  do filtro analógico, tanto no canal da fase B quanto no canal da fase C

#### 4.3.8 – Curto Trifásico depois da compensação série

As Figuras 4.3.8.1, 4.3.8.2 e 4.3.8.3 mostram os sinais de tensão mais relevantes associados aos canais de tensão das fases A e C e ao canal de corrente da fase B no seguimento ao curto trifásico localizado após a compensação série.

A partir da observação da tensão  $v_{out}$  dos canais de tensão das fases A e C, podemos concluir que a componente fundamental da tensão nesta fase, no ponto de localização da proteção, mostra redução, para aplicação do curto após a compensação série, muito maior do que no caso anterior do curso antes da compensação capacitiva. Quanto à corrente de falta na fase B, é interessante observar que apesar da amplitude relativamente grande da componente fundamental da corrente de curto trifásico, a componente unidirecional se apresenta praticamente inexistente na corrente primária de curto  $i'_p$  e, em consequência, no sinal  $v_{out}$  representativo da corrente secundária do TC.

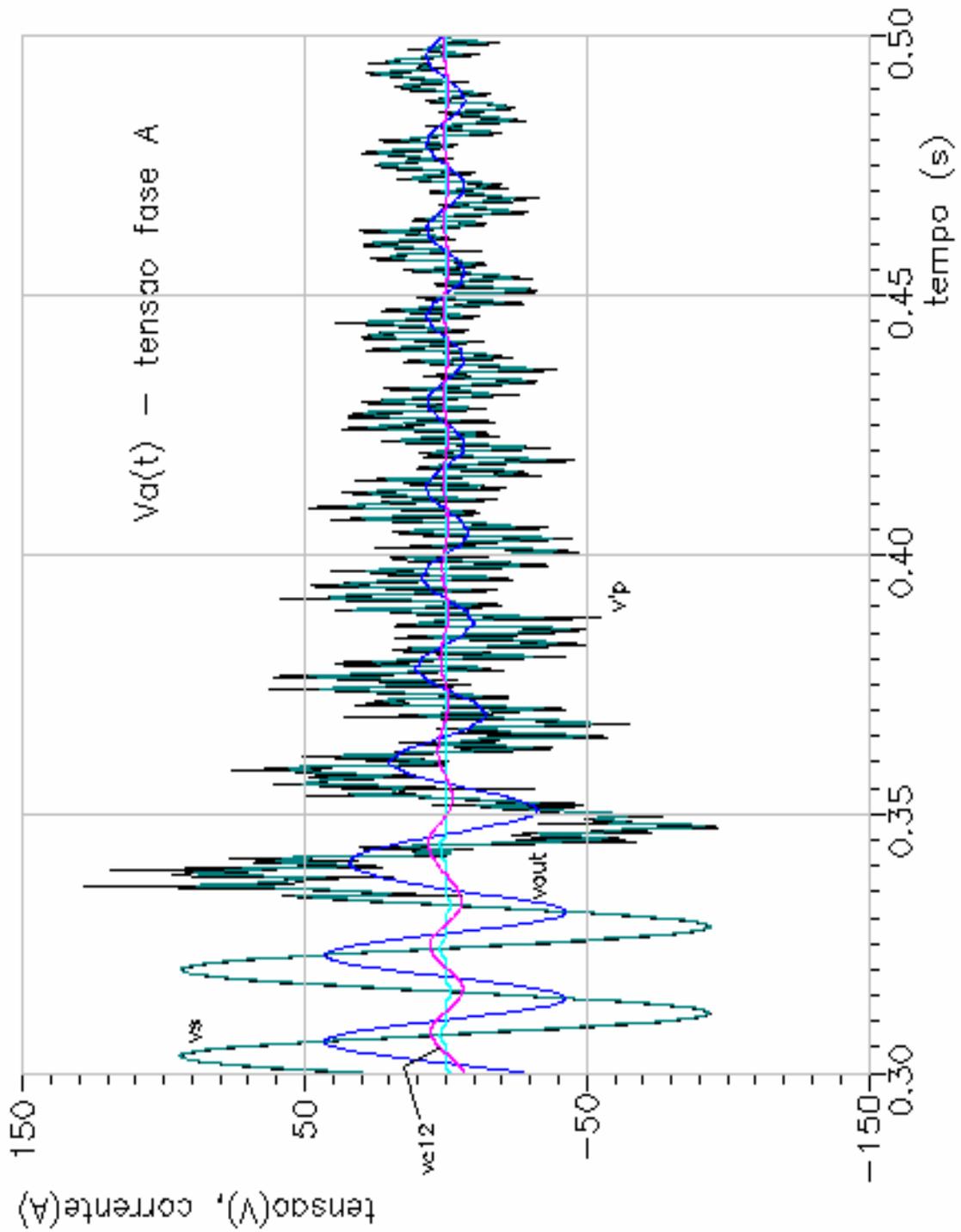


Figura 4.3.8.1 – Curto Trifásico no final do trecho AB, depois da Compensação Série - Tensão na Fase A

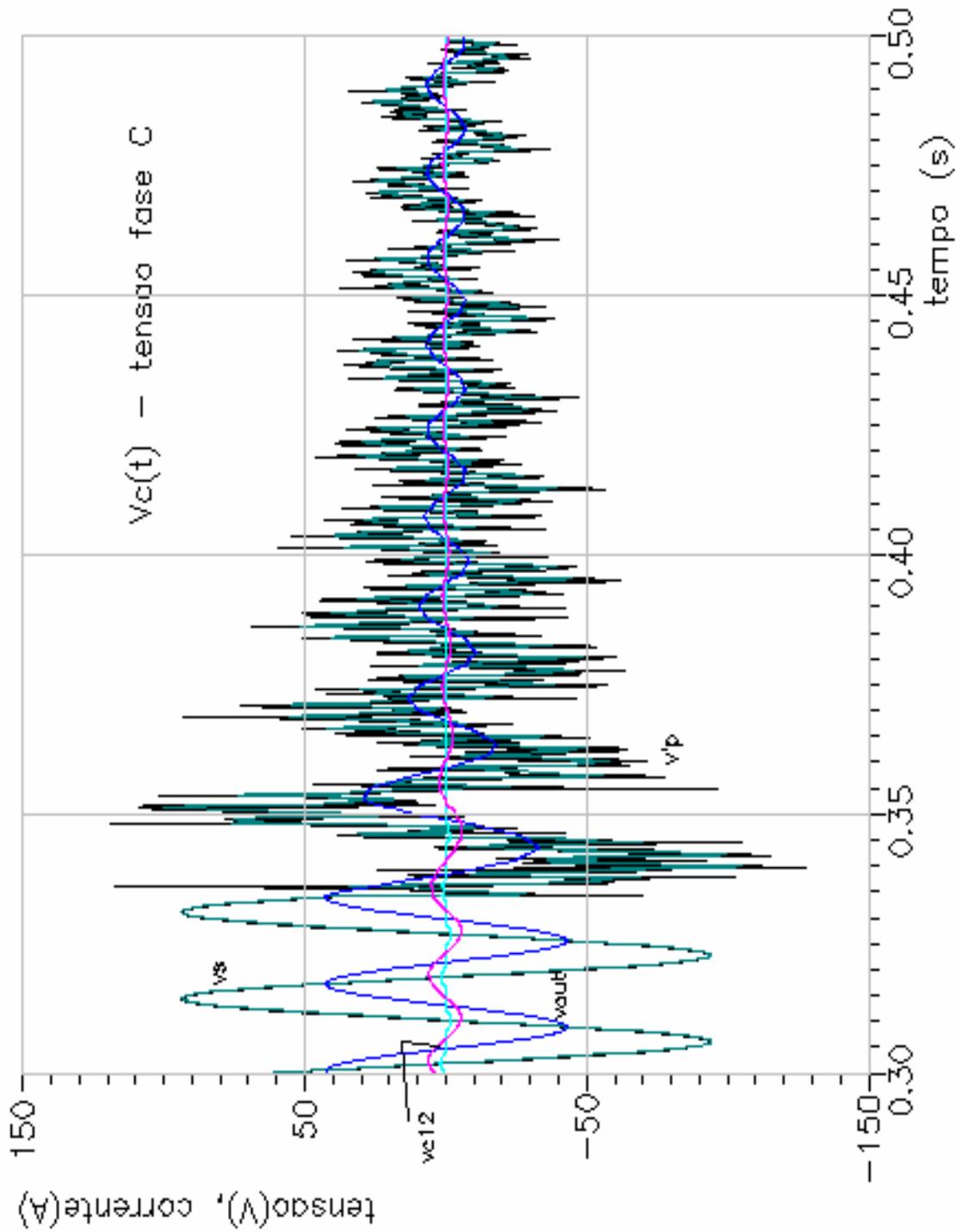


Figura 4.3.8.2 – Curto Trifásico no final do trecho AB, depois da Compensação Série - Tensão na Fase C

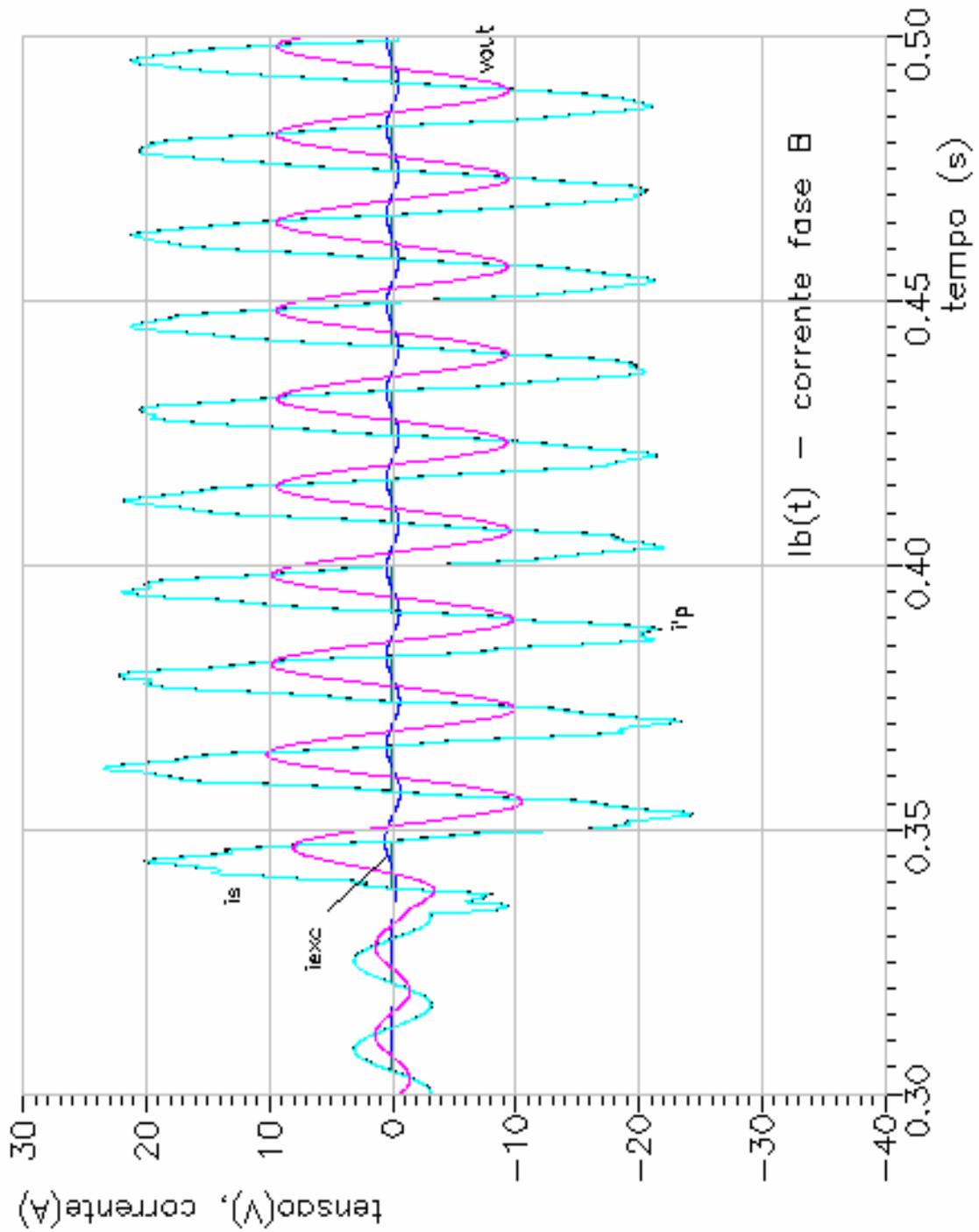


Figura 4.3.8.3 – Curto Trifásico no final do trecho AB, depois da Compensação Série - Corrente na Fase B

4.3.9 – Curto Fase-Fase-Terra antes da compensação (compensação série de 40%)

As Figuras 4.3.9.1, 4.3.9.2 e 4.3.9.3 mostram os sinais de tensão mais relevantes associados aos canais de tensão das fases A e C e ao canal de corrente da fase B no seguimento ao curto bifásico-terra entre as fases B e C e localizado novamente no final da linha AB, antes da compensação série.

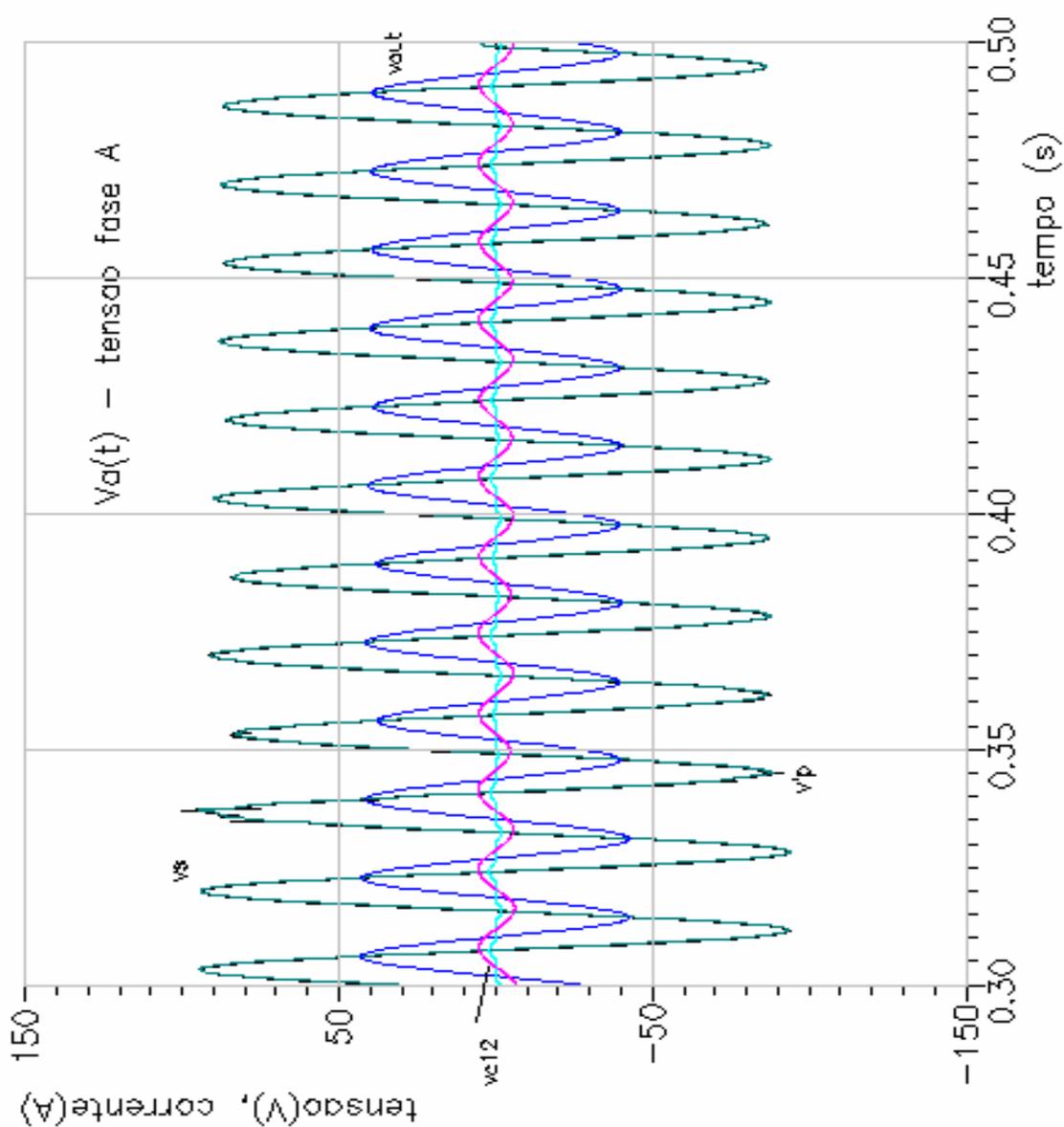


Figura 4.3.9.1 – Curto Bifásico -Terra no final do trecho AB, antes da Compensação Série de 40% - Tensão na Fase A

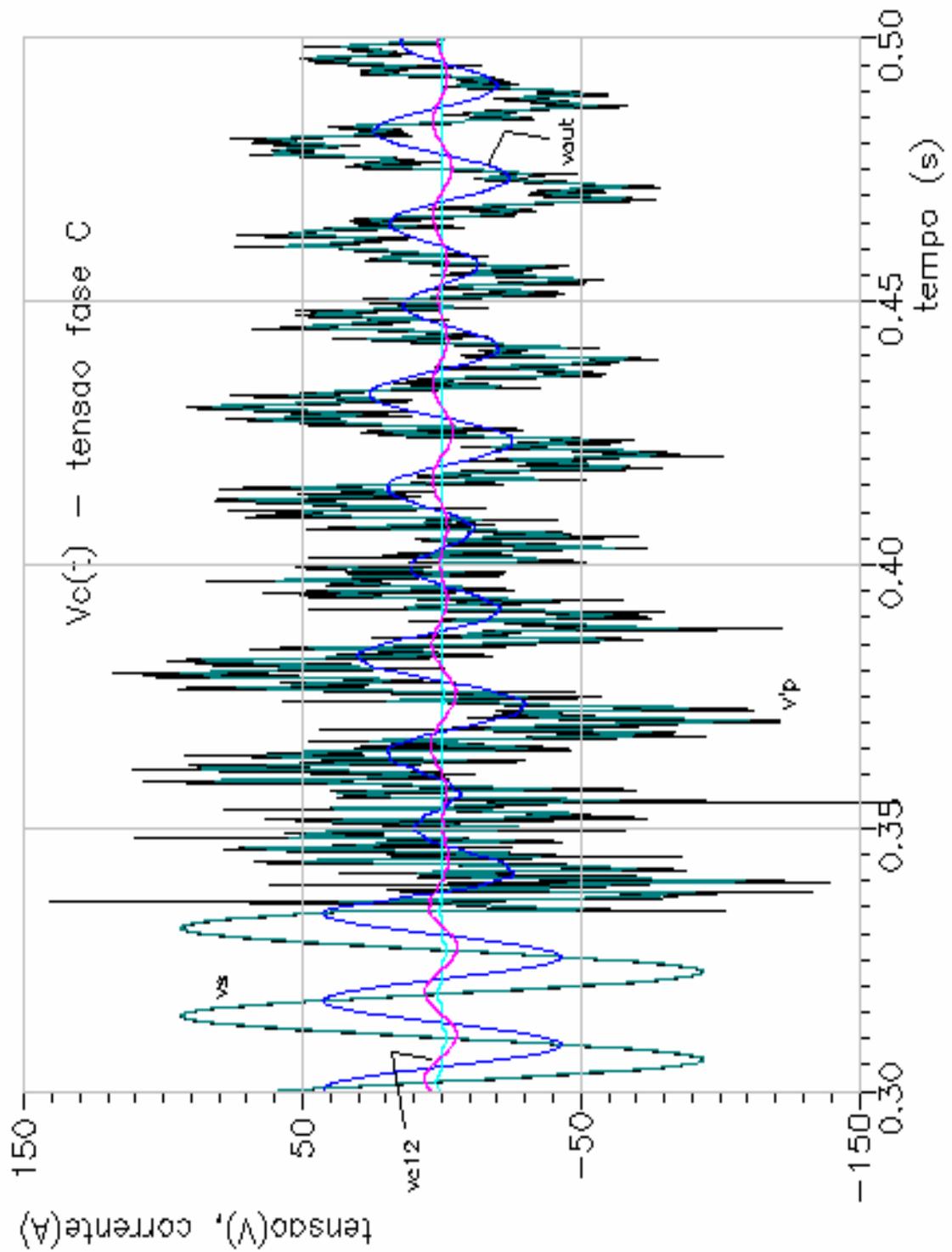


Figura 4.3.9.2 – Curto Bifásico -Terra no final do trecho AB, antes da Compensação Série de 40% - Tensão na Fase C

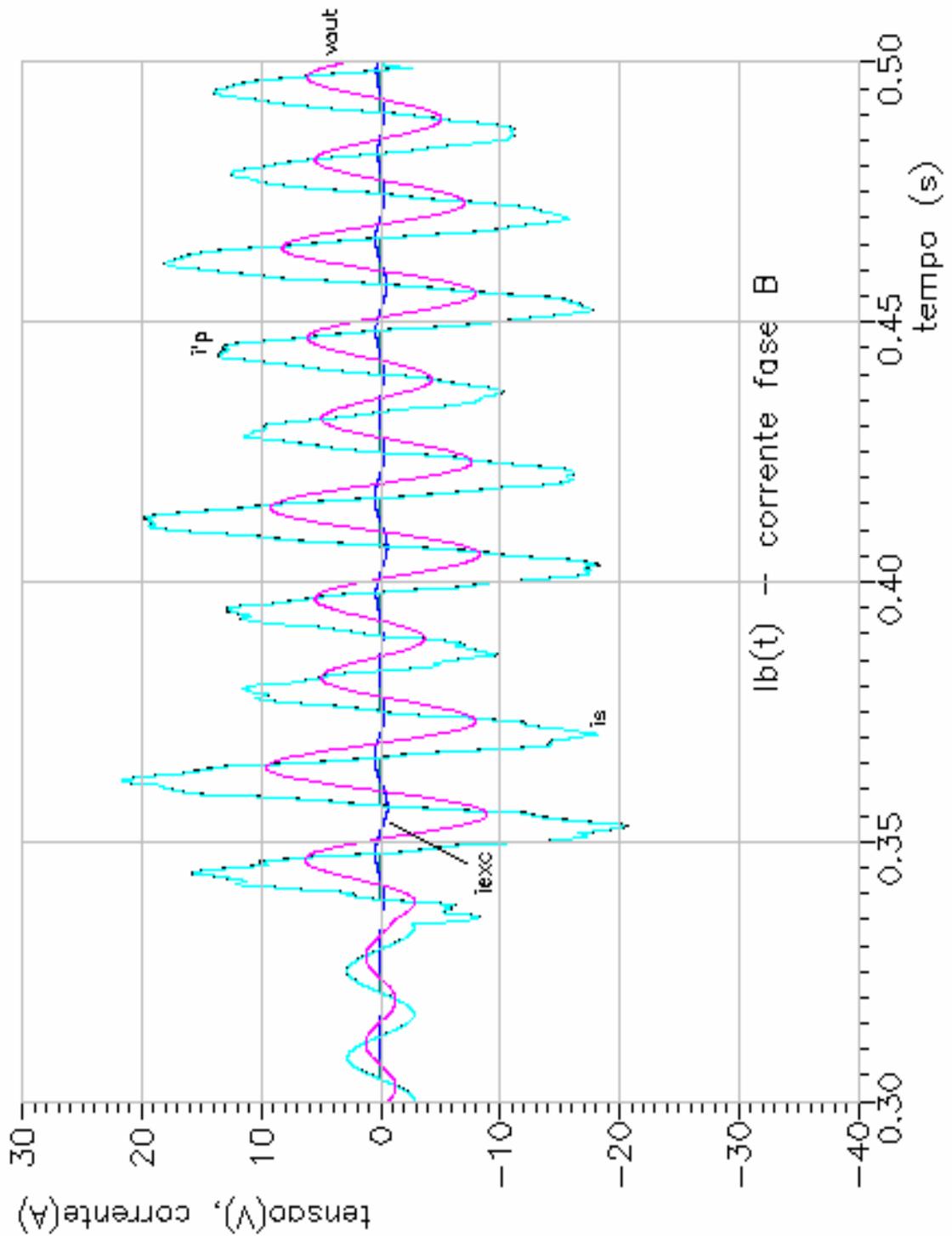


Figura 4.3.9.3 – Curto Bifásico -Terra no final do trecho AB, antes da Compensação Série de 40% - Corrente na Fase B

Novamente, como no caso para compensação capacitiva de 56,0%, observamos que a tensão na fase A se mantém praticamente constante independente da aplicação do curto, com nível de componente subsíncrona muito pequeno. A redução da componente de 60 Hz na tensão na fase C, no ponto de localização da falta, é bastante evidente se observarmos a tensão de saída filtro analógico  $v_{out}$ . No entanto, agora com a compensação modificada para 40% em cada trecho de linha, a componente subsíncrona se apresenta com grande evidência com indicação de rápida convergência para o ponto de operação pós-falta, com o curto mantido. A corrente de curto na fase B também se apresenta bem superior à corrente de operação pré-falta, também com componente subsíncrona bastante evidente.

#### 4.3.10 – Curto Fase-Fase-Terra depois da compensação (compensação série de 40%)

As Figuras 4.3.10.1, 4.3.10.2 e 4.3.10.3 mostram os sinais de tensão mais relevantes associados ao canal de tensão das fases B e aos canais de corrente das fases A e C no seguimento ao curto bifásico-terra envolvendo as fases B e C e localizado agora após a compensação série.

Observando a tensão  $v_{out}$  do canal de tensão da fase B (figura 4.3.10.1), concluímos que, mais uma vez, ocorre redução significativa da componente fundamental da tensão nesta fase no ponto de localização da proteção em razão da aplicação do curto após a compensação série. A componente subsíncrona se apresenta também com amplitude relativamente grande, não mostrando evidência de rápido amortecimento. O sinal de corrente na fase A (figura 4.3.10.2), apesar desta fase não estar envolvida com o curto, se mostra também influenciado pela presença da componente transitória subsíncrona de resposta do sistema elétrico. O sinal de corrente da fase C também é apresentado na figura 4.3.10.3, sendo a fase C uma das fases envolvidas com o curto-circuito. Verificamos também uma presença significativa da componente subsíncrona na resposta de corrente nesta fase C, também acompanhada por amortecimento relativamente lento.

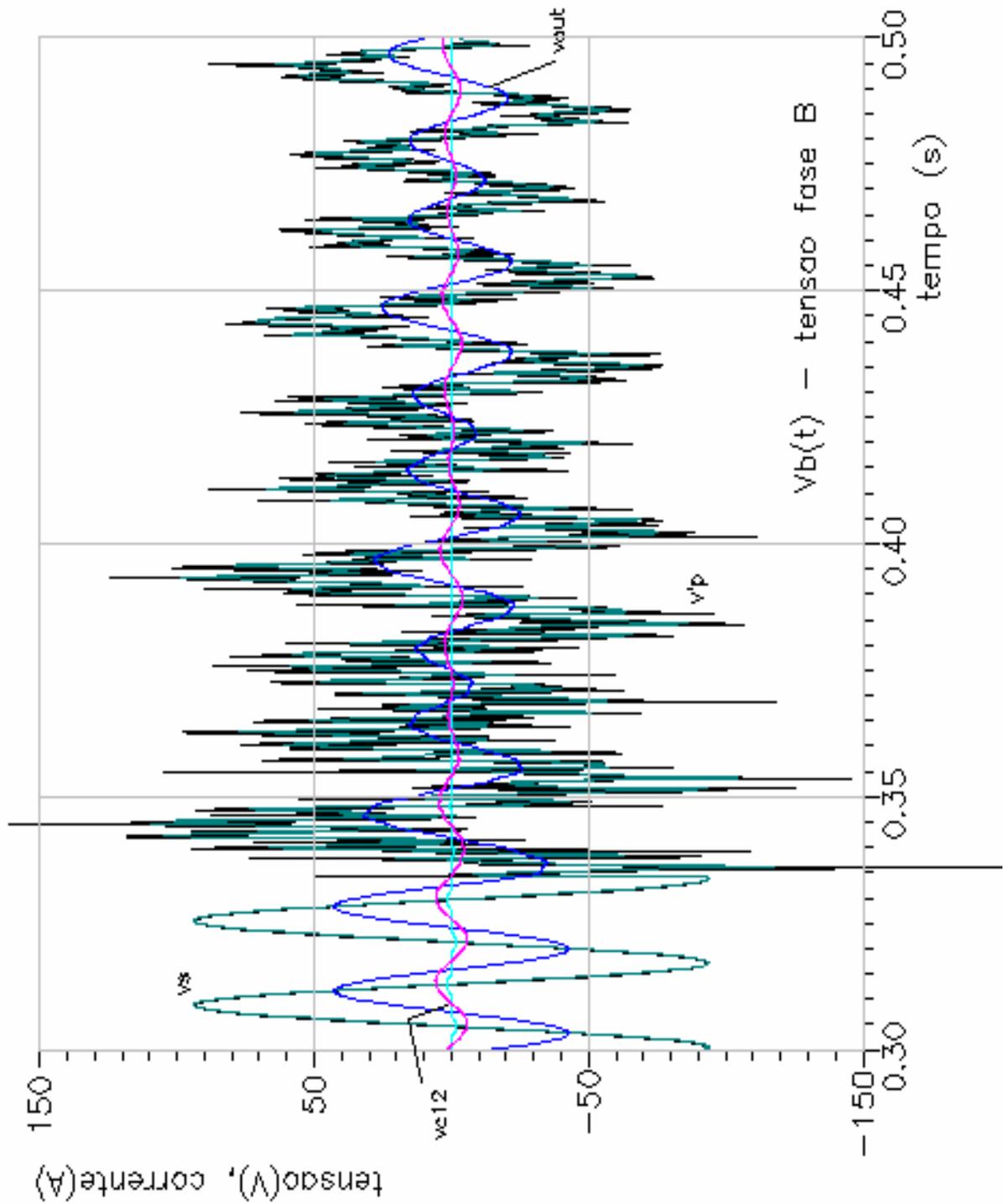


Figura 4.3.10.1 – Curto Bifásico -Terra no final do trecho AB, depois da Compensação Série de 40% - Tensão na Fase B

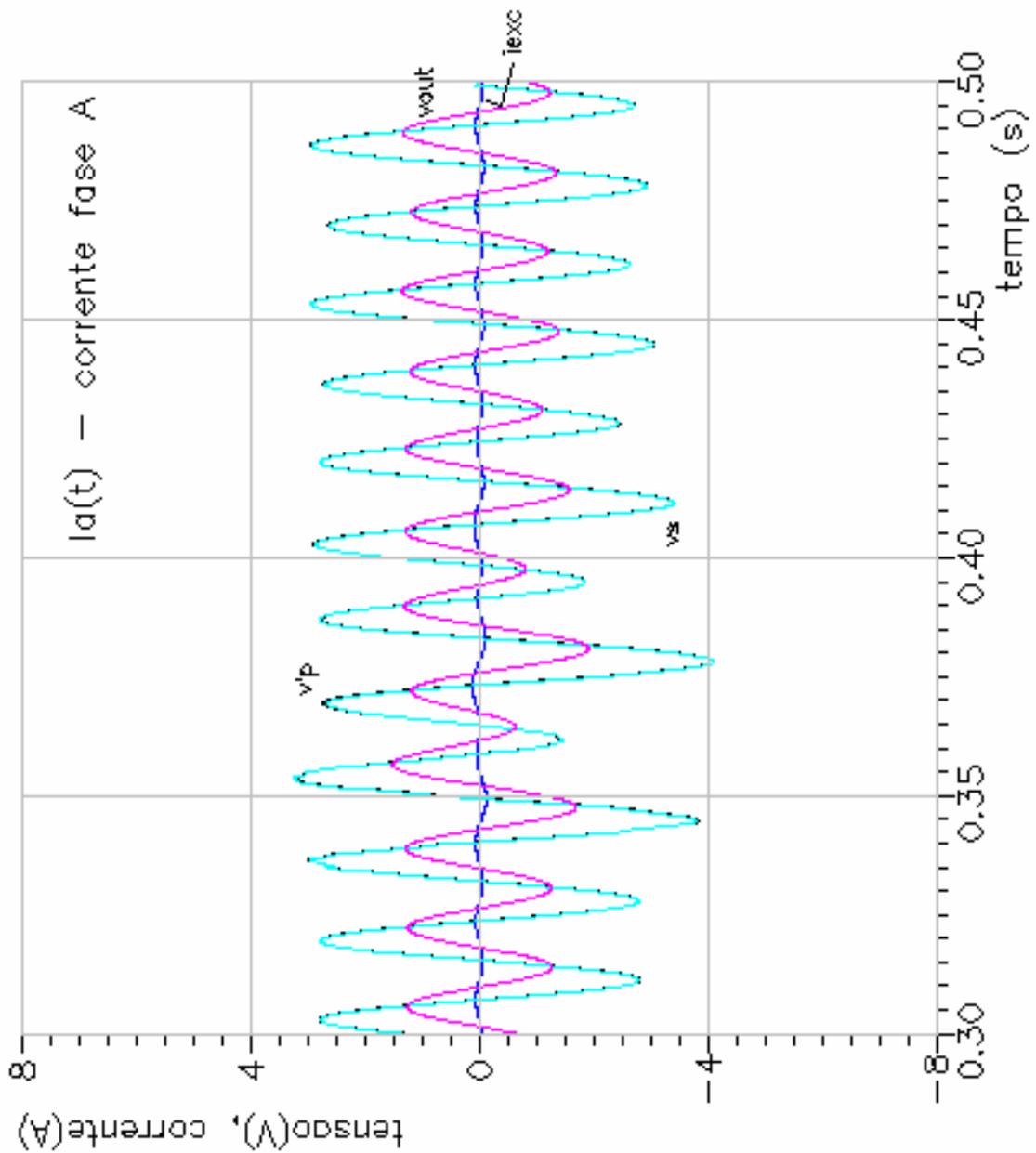


Figura 4.3.10.2 – Curto Bifásico -Terra no final do trecho AB, depois da Compensação Série de 40% - Corrente na Fase A

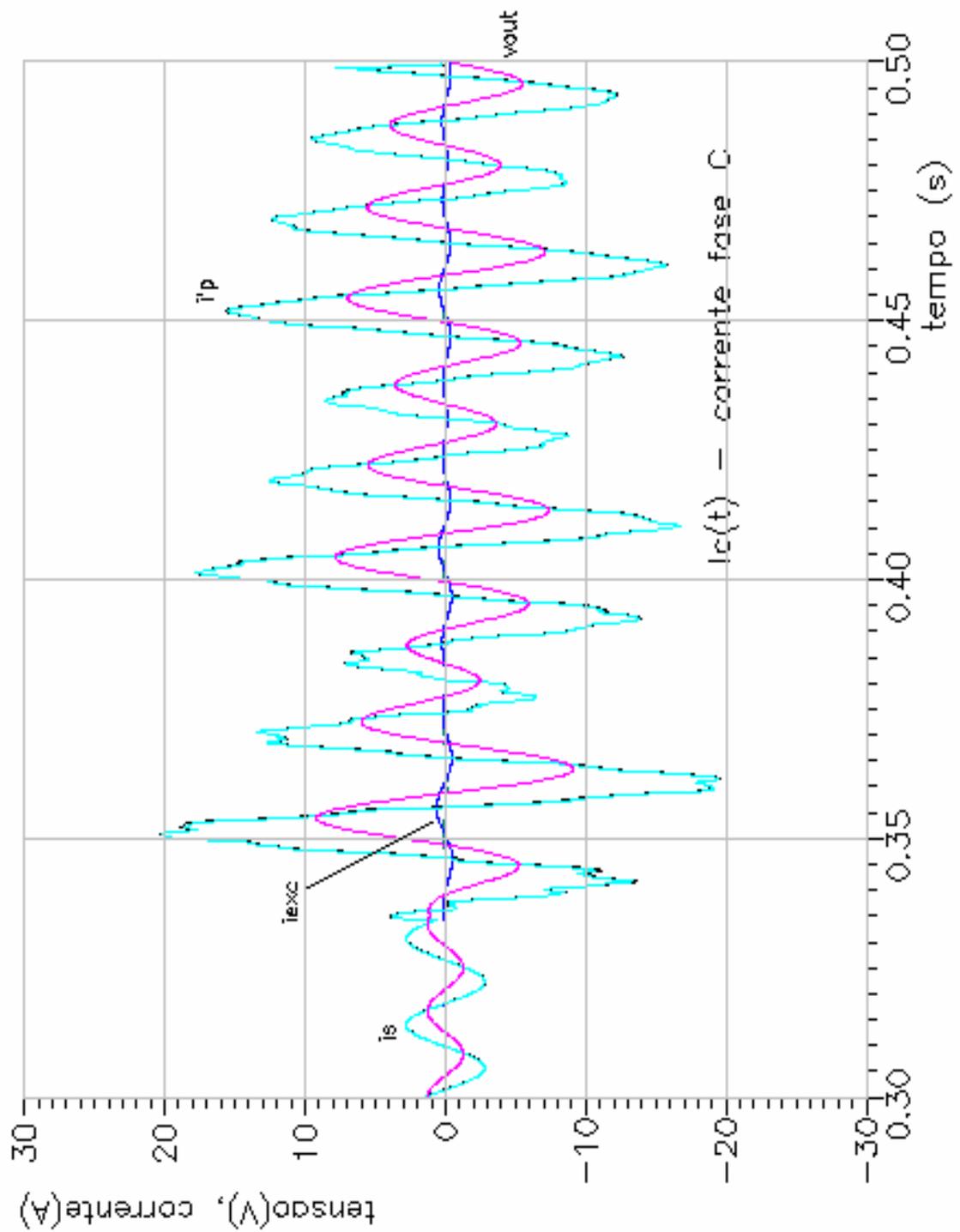


Figura 4.3.10.3– Curto Bifásico -Terra no final do trecho AB, depois da Compensação Série de 40% - Corrente na Fase C

## 5 RESULTADOS DE SIMULAÇÃO DA PROTEÇÃO DIGITAL

Neste capítulo são apresentados os resultados de simulação de desempenho da proteção digital na forma de impedância vista pelos relés de fase e de neutro da proteção de distância localizada no barramento A para curtos antes (no próprio trecho AB) ou logo após a compensação série (logo no início do trecho BC). Curtos trifásico, fase-fase-terra, fase-fase e fase-terra foram considerados. A compensação série quando não indicada é de 56,0% em cada trecho de linha. O foco principal de análise é apenas para a trajetória seguida pela impedância vista pelos relés referidos, de forma que uma curva (círculo) para o relé mho é utilizada como referência para visualização e comparação de desempenho. Naturalmente que a partir dos resultados obtidos, círculos com diferentes raios e centro e outras formas de curvas para o relé de distância podem ser selecionados.

### 5.1 CURTO-CIRCUITO TRIFÁSICO

A Figura 5.1.2 mostra o lugar geométrico da impedância de seqüência positiva vista pelos relés de fase AB, BC e CA no seguimento a um curto-circuito trifásico no final do trecho de linha AB, antes da compensação série, como indicado na Figura 5.1.1.

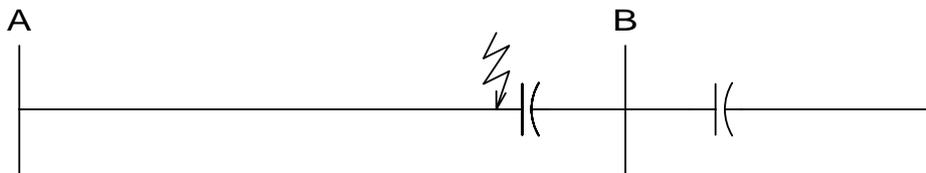


Figura 5.1.1 – Curto-circuito ao final do trecho AB, logo antes da compensação.

O algoritmo usado nestas simulações foi o algoritmo de Walsh com 16 pontos por ciclo. Podemos notar o ponto de operação pré-falta como visto pela proteção no barramento A do trecho AB, com impedância dada aproximadamente pela coordenada  $R - jX = 430 - j80 \Omega$  ou com admitância dada por  $Y = 1/(R - jX) = (R + jX)/(R^2 + X^2)$  e potência ativa pré-falta  $3V_a^2(fn) R/(R^2 + X^2) = V_a^2(ff).G = 500^2 .430/(430^2 + 80^2) = 562\text{MW}$ , corrente  $\dot{V}/(R - jX) = (500/\sqrt{3}).1/(437,4\angle -10,54) = 0,600\angle +10,54 \text{ A} = 600 / 1154,7 = 0,5196 pu$ .

A figura apresenta também, para permitir melhor visualização do efeito da falta em análise, o círculo de um relé mho convencional com a indicação de seu diâmetro tocando em um dos lados na origem do plano R – X e no outro lado no ponto representativo da impedância do fim da linha. As demais figuras que se seguem também repetem o círculo referido. Podemos ver, nesta figura 5.1.2 que todos os relés de fase AB, BC e CA tendem a enxergar a mesma impedância indicada pelo ponto a na figura 5.1.3 e que reproduz o círculo da figura anterior em escala expandida.

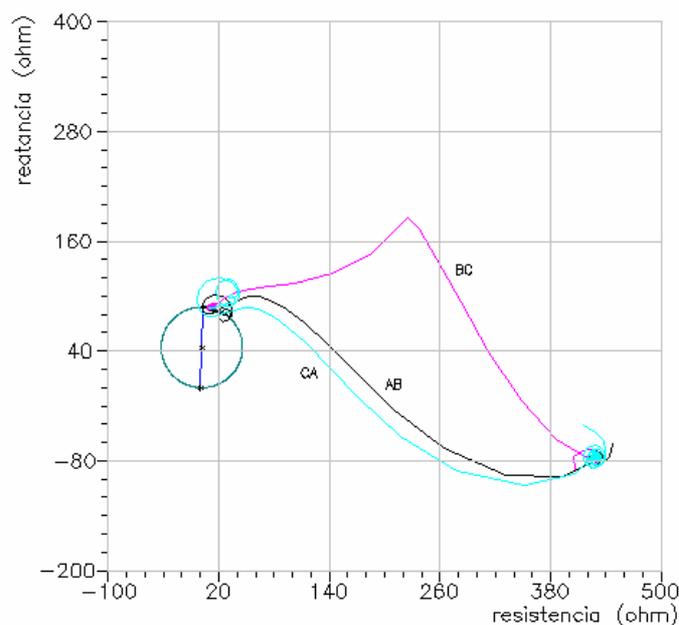


Figura 5.1.2 – Impedância vista pelos relés de fase durante curto trifásico o final da linha AB, antes da compensação série. Algoritmo de Walsh com 16 pontos por ciclo.

A tendência das três curvas em convergir um pouco para o lado direito e um pouco para baixo do ponto a pode ser devido à presença de componente CC na corrente de falta ainda após os 10 ciclos simulados para o período de falta. Isto representa uma tendência a sobrealcance (possibilidade de operação para falta além do barramento B da linha AB, ou seja no início do trecho de linha BC). Esta tendência a sobrealcance não irá se manifestar já que para curto na linha BC tem-se a presença da compensação série de ambos os trechos de linha modificando a característica de falta.

Uma inspeção da figura 5.1.3 mostra que o algoritmo de Walsh apresenta um comportamento oscilatório circular na detecção da falta durante o período de curto-circuito, especialmente como visto pelos relés de fase AB e CA. O relé de fase BC

parece apresentar menor sensibilidade à presença da componente CC, no que diz respeito à oscilação da impedância vista, provavelmente devido a um efeito de compensação desta componente nas correntes de curto nas fases B e C.

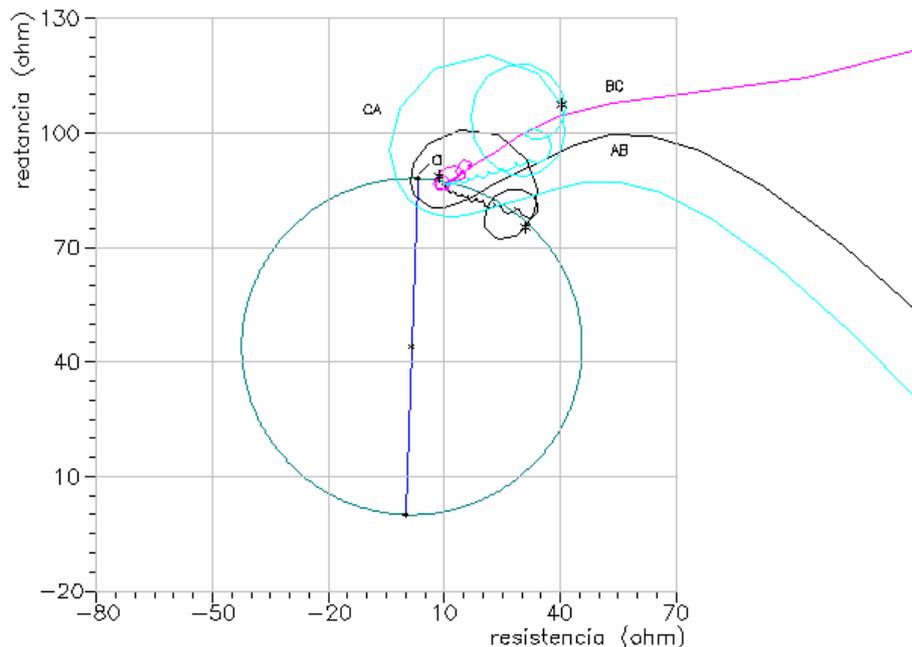


Figura 5.1.3 – Impedância vista pelos relés de fase durante curto trifásico no final da linha AB, antes da compensação série. Algoritmo de Walsh com 16 pontos por ciclo. Mesma figura anterior com escala expandida.

Na figura 5.1.4 a mesma situação da figura anterior se aplica, mas agora o algoritmo aplicado é o algoritmo Coseno, também com 16 pontos por ciclo. O algoritmo Coseno apresenta a mesma formulação do algoritmo de Fourier para combinação das amostras com a função  $\cos(k\Delta\theta)$ , com a única diferença que a combinação das amostras com a função  $\sin(k\Delta\theta)$  para gerar os produtos  $v(k).\sin(k\Delta\theta)$  é feita recuando os pontos da função coseno por 4 amostras no tempo, ou seja, considerando termos do tipo  $-v(k).\cos((k-4)\Delta\theta)$ . Podemos observar na Figura 5.1.4, usando as mesmas escalas da figura anterior, uma característica muito menos oscilatória das curvas de impedância vista pelos relés de fase AB, BC e CA.

Agora consideramos novamente o curto trifásico mas desta vez aplicado ao final da linha AB, após a compensação série. Na verdade, portanto, a falta está aplicada no início do trecho BC, como indicado na figura 5.1.5.

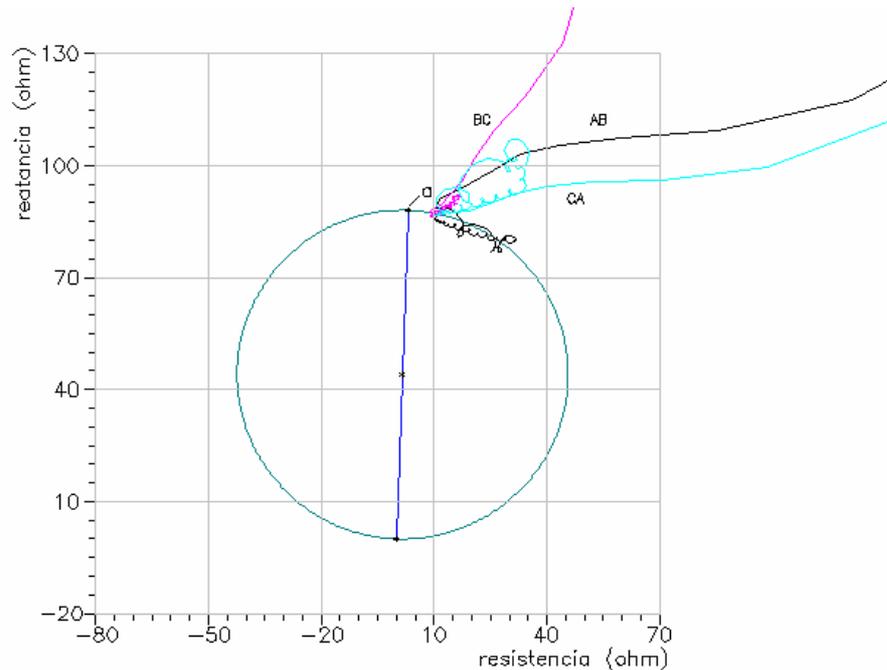


Figura 5.1.4 – Impedância vista pelos relés de fase durante curto trifásico ao final da linha AB, antes da compensação série. Algoritmo Coseno com 16 pontos por ciclo.

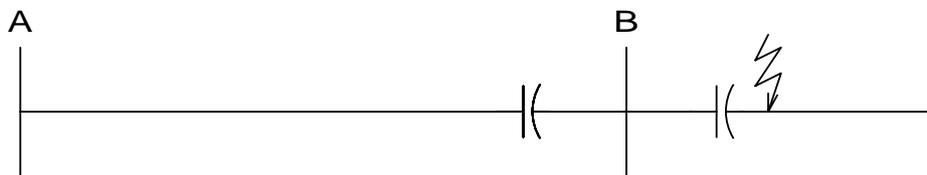


Figura 5.1.5 – Curto-circuito no início do trecho BC, logo após as compensações.

O loop de falta inclui agora o dobro da compensação série de cada linha, no valor de 56% cada. Portanto, a impedância total do loop de falta se tornará capacitiva (negativa), no valor  $Z_L - X_C = 3,18 + j88 - j2 \cdot 0,56 \cdot j88 = 3,18 - j10,56 \Omega$ . Este ponto é o ponto para onde converge o lugar geométrico da impedância vista pelos relés de fase AB, BC e CA, como pode ser observado na figura 5.1.6 anteriormente referida, ou na figura 5.1.7, idêntica à figura anterior, apenas com escalas expandidas. É como se o defeito ocorresse à montante da localização da proteção no barramento A.

As características de impedância das três fases apresentam uma forma similar a uma espiral afunilada, idêntica para as três fases, o que é um indicativo do mesmo per-

centual de componente subsíncrona nas três tensões e nas três correntes de fase. O comportamento do lugar geométrico da impedância vista é completamente diferente do ocorrido para curto antes da compensação série. Agora tem-se pouco percentual de componente unidirecional, com pouco efeito sobre a forma circular antes exibida, mesmo considerando na figura 5.1.6 o algoritmo de Walsh. A figura 5.1.7 é uma repetição da figura anterior, com escala expandida. Podemos verificar que após 2 (dois) ciclos de curto-circuito, como indicado pelos asteriscos (\*) sobre as três curvas, que o ponto de operação se encontra ainda não muito próximo do ponto  $3,18 - j10,56 \Omega$  relativo ao valor final de impedância de curto-circuito, como visto do ponto de localização da proteção (barramento A).

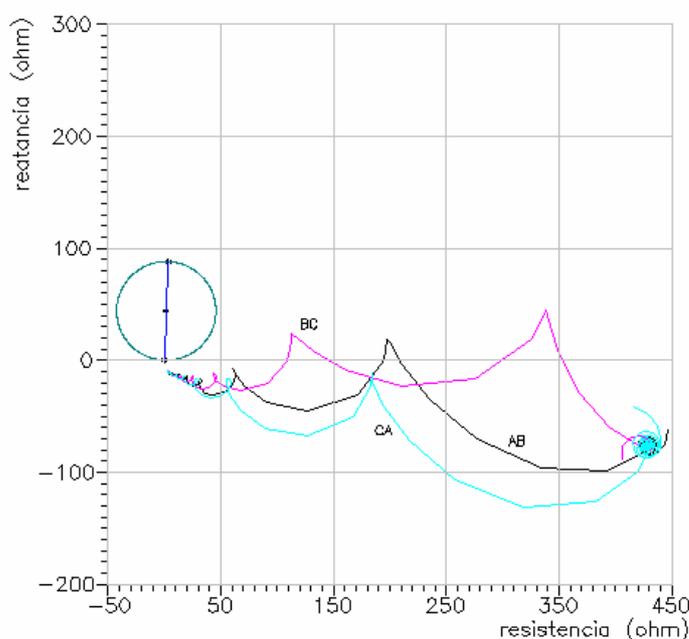


Figura 5.1.6 – Impedância vista pelos relés de fase durante curto trifásico no final da linha AB, após a compensação série. Algoritmo de Walsh com 16 pontos por ciclo.

Na figura 5.1.8 aparecem as mesmas três curvas vistas pelos relés de fase AB, BC e CA da figura 5.1.7 e relativa à aplicação do algoritmo de Walsh às amostras das tensões e correntes de falta e, ainda, as três curvas de impedância quando se considera a aplicação do algoritmo Coseno. O comportamento idêntico apresentado pelos dois algoritmos é uma indicação da presença relativamente pequena de componente CC nas correntes de falta.

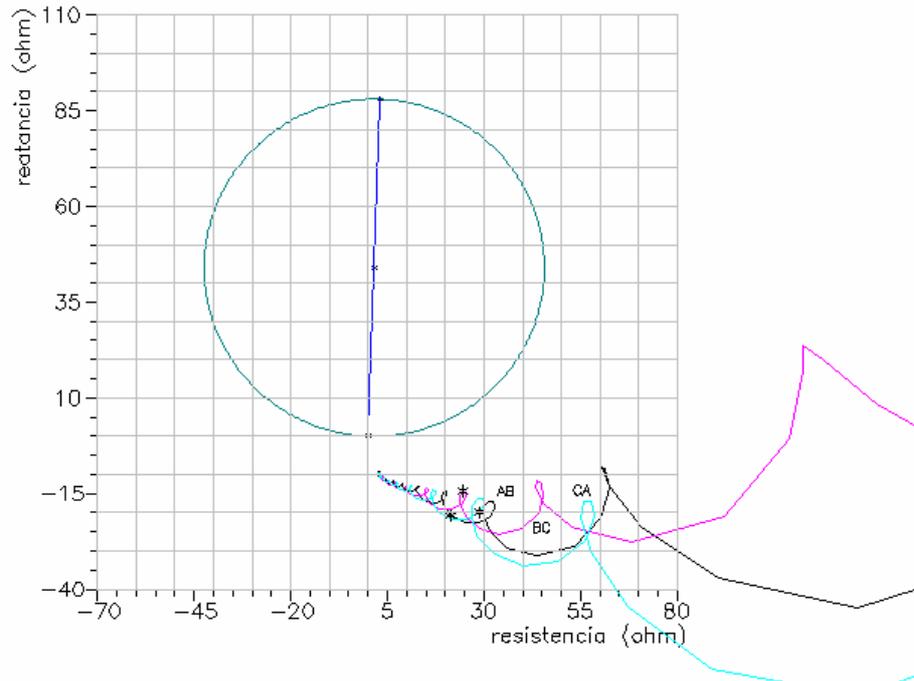


Figura 5.1.7 – Impedância vista pelos relés de fase durante curto trifásico no final da linha AB, após a compensação série. Algoritmo de Walsh com 16 pontos por ciclo. Figura anterior em escala expandida.

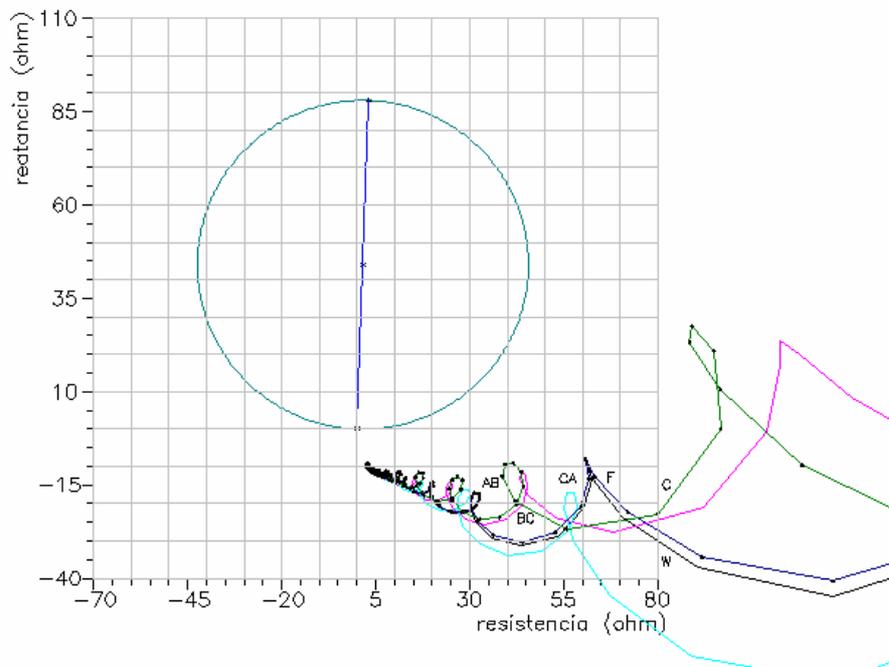


Figura 5.1.8 – Impedância vista pelos relés de fase durante curto trifásico no final da linha AB, após a compensação série. Algoritmo de Walsh com 16 pontos por ciclo. Mesmas curvas da figura anterior incluindo curvas do relé BC para os algoritmos de Fourier e Coseno.

## **5.2 CURTO-CIRCUITO FASE-FASE**

As figuras 5.2.1 e 5.2.2 dizem respeito à aplicação de um curto fase-fase entre as fases B e C antes da compensação capacitiva. Podemos ver na primeira das duas figuras que o relé de fase BC deverá operar corretamente enquanto os relés de fase BC e CA terão também desempenho correto, estes não operando. Nesta figura, o algoritmo de Walsh de 16 pontos é considerado. Na figura 5.2.2 apenas o relé de fase BC é considerado. A curva associada ao algoritmo de Walsh é repetida, mas são ainda apresentadas as curvas relativas à aplicação do algoritmo de Fourier e do algoritmo Coseno. Enquanto os algoritmos de Fourier e Walsh apresentam desempenho muito semelhante, com a característica oscilatória anteriormente referida e associada à presença da componente CC nas correntes de curto, o algoritmo Coseno mostra desempenho bem superior.

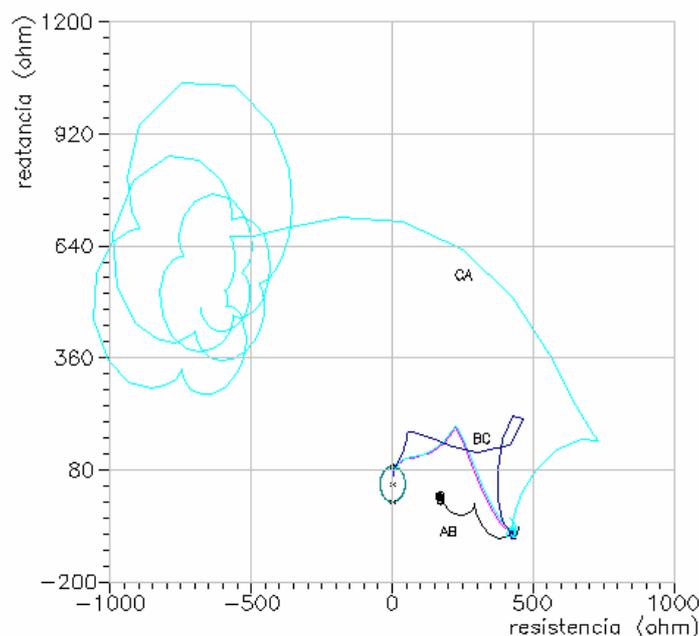


Figura 5.2.1 – Impedância vista pelos relés de fase durante o curto fase-fase no final da linha AB, antes da compensação série. Algoritmo de Walsh com 16 pontos por ciclo.

Bem próximo a 1,75 ciclos após o início de ocorrência do curto, o ponto de operação associado ao algoritmo Coseno entra no interior do círculo de impedância do relé mho esse aproxima rapidamente e progressivamente do ponto final de impedância de falta. Apesar de entrarem antes, e por acaso, no círculo do relé mho, no instante 2(dois)

ciclos após o início da falta os pontos de operação para os algoritmos de Fourier e Walsh estão fora do círculo mho. A aproximação ao ponto final de operação para estes dois algoritmos é muito mais lenta e, como antes referida, muito oscilatória.

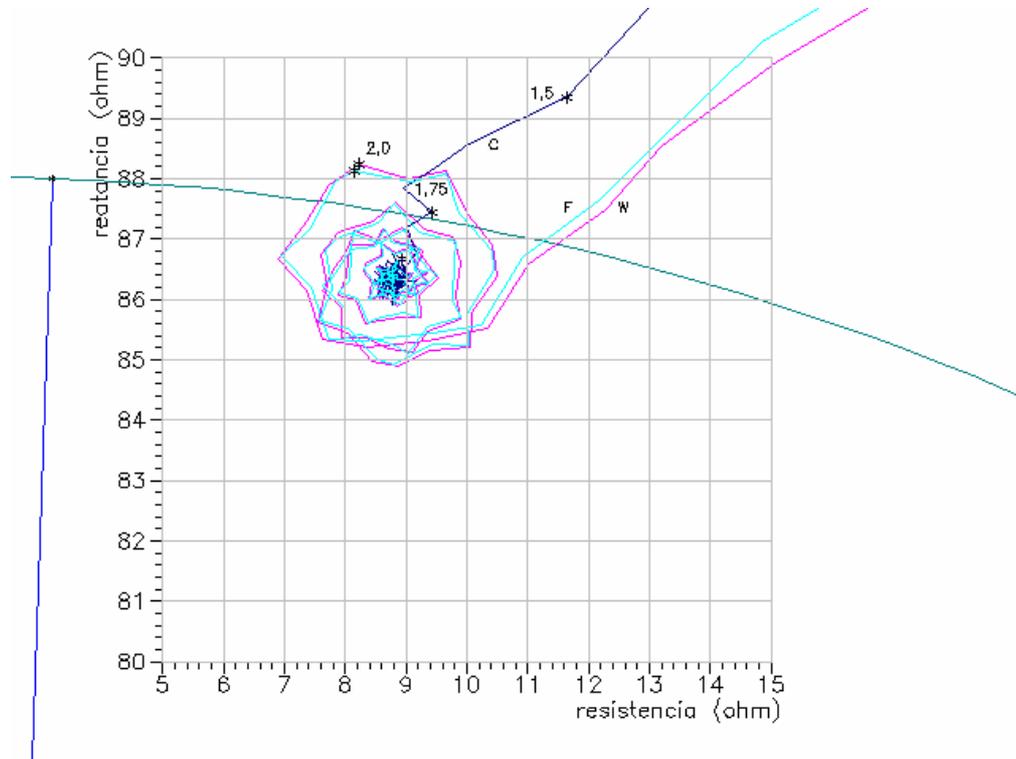


Figura 5.2.2 – Impedância vista pelo relé de fase BC durante curto fase-fase no final da linha AB, antes da compensação série. Figura anterior em escala expandida, repetindo a curva do algoritmo de Walsh e apresentando curvas dos algoritmos de Fourier e Coseno.

Na figura 5.2.3 e 5.2.4, o curto-circuito fase-fase entre as fases B e C é novamente considerado, desta vez após a compensação série. O algoritmo de Walsh aplicado na geração das curvas das impedância vistas pelos relés de fase AB, BC e CA mostra comportamento espiral afunilado, novamente na presença de componente unidirecional de amplitude reduzida nas correntes de falta.. A curva do relé BC se aproxima do ponto de regime permanente  $3,18 - j10,56 \Omega$ . Como observação interessante fica a possibilidade de operação do relé CA, já que a curva de impedância vista por este relé de fase também passa, e muito rapidamente, pelo interior de seu círculo mho.

A figura 5.2.4 repete as mesmas condições da figura 5.2.3 em escala expandida, permitindo mostrar que no instante 2 ciclos após a falta, o ponto de operação do relé CA

já passou pelo seu círculo mho e que o relé de fase BC com os algoritmos Walsh e Coseno ainda não alcançaram as vizinhanças do ponto *a*, de coordenadas  $3,18 - j10,56 \Omega$ . O algoritmo Coseno não evidencia desempenho superior ao algoritmo de Walsh mais uma vez em razão da presença reduzida da componente unidirecional nas correntes de falta.

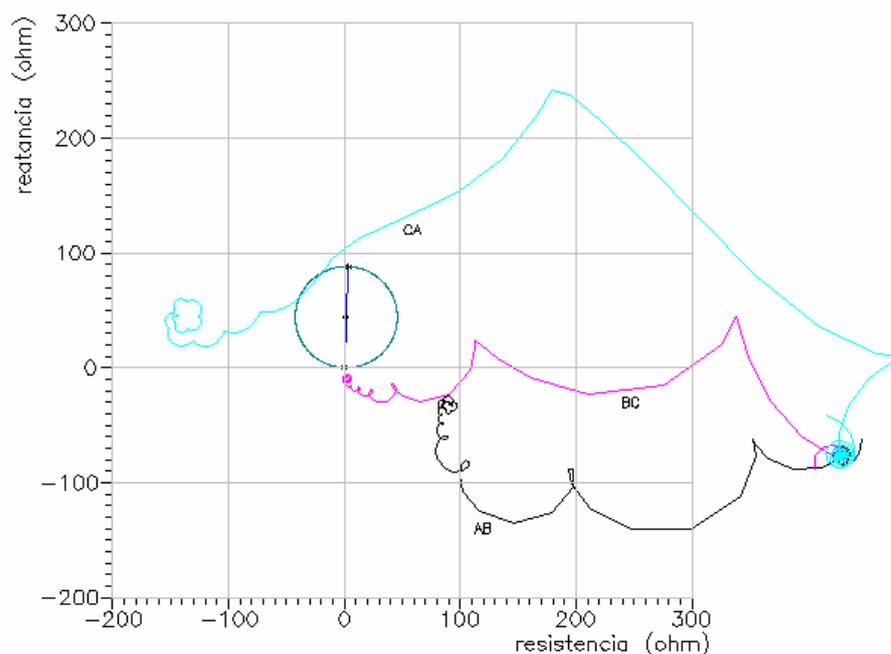


Figura 5.2.3 – Impedância vista pelos relés de fase durante curto fase-fase no final da linha AB, depois da compensação série. Algoritmo de Walsh com 16 pontos por ciclo.

### **5.3 CURTO-CIRCUITO FASE-TERRA**

O curto-circuito fase-terra na fase A, antes da compensação série capacitiva, é agora considerado nas figuras 5.3.1 e 5.3.2. Na figura 5.3.1 pode ser visto que, corretamente, o relé de fase A irá operar e que, também corretamente, os relés de fase B e de fase C não operarão. O algoritmo de Walsh foi considerado na definição das curvas de impedância indicadas nesta figura. Na figura 5.3.2, aparecem repetidas, em relação à figura anterior, as curvas dos relés de fase A e B obtidas com o algoritmo de Walsh e a curva do relé de fase A obtida com o algoritmo Coseno. No instante 2(dois) ciclos após a aplicação da falta, a curva do algoritmo Coseno já entrou no círculo mho do relé de

fase A e não mais sai do círculo. Na figura 5.3.3, o gráfico da figura 5.3.1 é ainda mais expandido, indicando que após 1,5 ciclos do instante de aplicação da falta, a curva do algoritmo Coseno já estava dentro do círculo mho do relé de fase A.

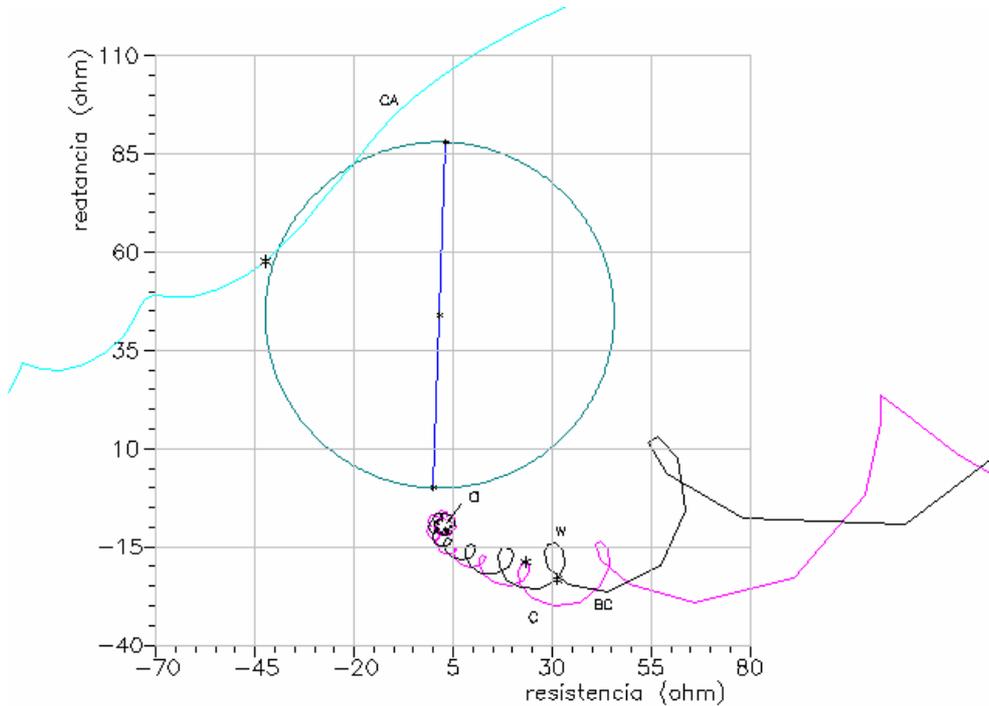


Figura 5.2.4 – Impedância vista pelo relé de fase BC durante curto fase-fase no final da linha AB, após a compensação série. Repetida a curva do algoritmo de Walsh com 16 pontos por ciclo e apresentada a curva do algoritmo Coseno.

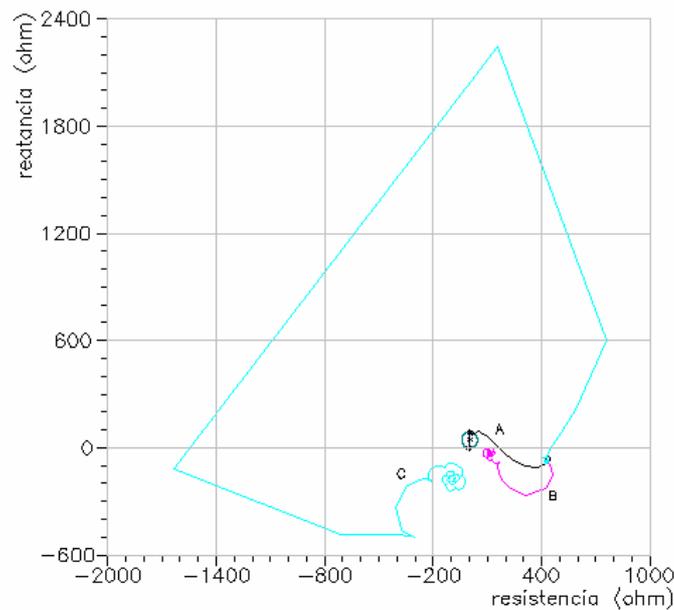


Figura 5.3.1 – Impedância vista pelo relés de fase durante curto fase-terra no final da linha AB, antes da compensação série. Algoritmo de Walsh com 16 pontos por ciclo.

Figura 5.3.2 - Impedância vista pelo relé de fase A durante curto fase-terra no nal da linha AB, antes da compensação série. Figura anterior em escala expandida, repetindo a curva do algoritmo de Walsh e apresentando a curva do algoritmo Coseno.

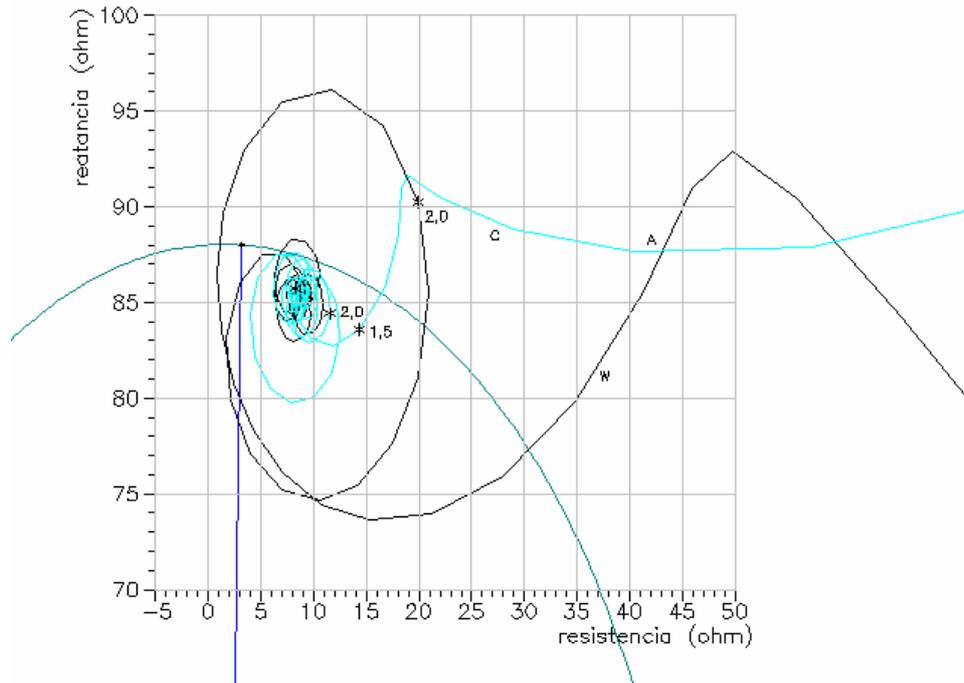


Figura 5.3.3 – Impedância vista pelo relé de fase A durante curto fase-terra no final da linha AB, antes da compensação série. Figura anterior em escala mais expandida, repetindo a curva do algoritmo Walsh e apresentando a curva do algoritmo Coseno

Na figura 5.3.4, o mesmo curto fase-terra na fase A é aplicado, mas agora com localização após à compensação série. Concluímos que os relés de fase B e C corretamente não operarão e que o relé de fase A deverá operar. Uma verificação mais detalhada do desempenho do relé de fase A pode ser feita com apoio da figura 5.3.5. Para este relé de fase A, duas características são apresentadas, uma relativa ao algoritmo de Walsh, outra relativa ao algoritmo Coseno. O desempenho dos dois algoritmos é parecido, indicando que o problema do comportamento oscilatório circular não deve estar relacionado com a possível presença de componente unidirecional nas correntes de falta, já que o algoritmo Coseno costuma apresentar bom desempenho nestes casos, como visto anteriormente.

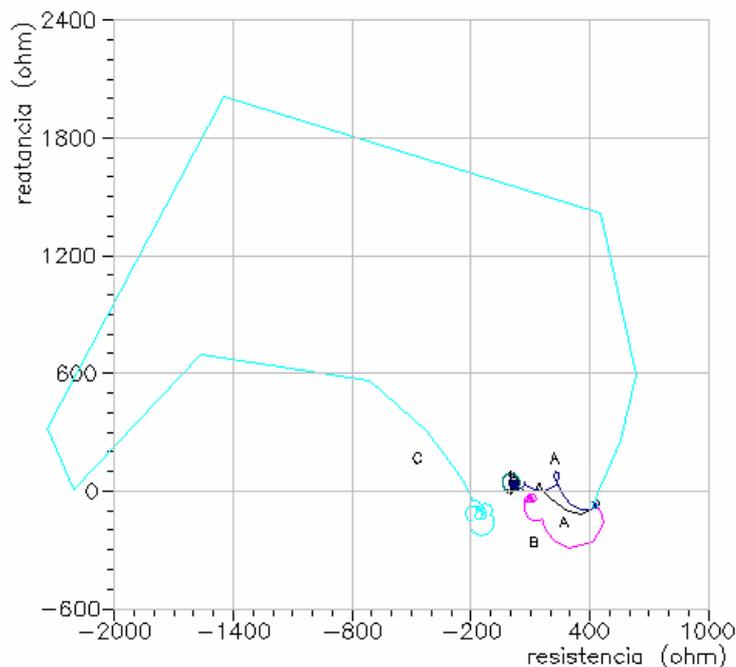


Figura 5.3.4 – Impedância vista pelos relés de fase durante curto fase-terra no final da linha AB, após a compensação série. Curva do algoritmo de Walsh com 16 pontos por ciclo. Curva do algoritmo Coseno para a fase A

É para ser considerado que, além da presença em maior amplitude da componente subsíncrona associada aos defeitos após a compensação série capacitiva, o fator de compensação de seqüência zero é aplicado normalmente e exclusivamente ao loop de falta incluindo apenas a linha de transmissão desde o ponto de localização da proteção até o ponto de falta. Este fator é dado por  $((Z_0/Z_1) - 1)/3$ , onde  $Z_0$  e  $Z_1$  representam, respectivamente, as impedâncias unitárias de seqüências zero e positiva dos circuitos de transmissão. Quando a compensação série é incluída no loop de falta, o fator de compensação referido determinado unicamente pelas características do circuito de transmissão e aplicado à corrente da fase associada e à corrente de seqüência zero conduzirá a resultados incorretos na determinação da impedância líquida de seqüência positiva do loop completo de falta, do ponto de localização do relé até o ponto de falta localizado após à compensação série. Isto pode ser visto na figura 5.3.5. Ao invés da convergência do algoritmo de Walsh ou do algoritmo Coseno ocorrer no ponto a de coordenada  $3,18 - j10,56 \Omega$ , a compensação série efetiva parece menor que 2 vezes  $56\% = 112\%$ . Desta forma, a impedância  $3,18 + j88 \Omega$  do trecho de linha AB relativa ao curto antes da compensação sofre redução menor que 112%, mantendo-se indutiva

ao invés de se tornar capacitiva. A necessidade de modificação no fator de compensação para que o relé e seu algoritmo associado possam reproduzir a impedância do loop de falta quando este inclui a compensação série deverá ser tanto maior quanto maior for o grau de compensação. Este problema, que se apresenta em caso de curto fase-terra, será visto mais a frente não se evidenciar quando da ocorrência de curtos fase-fase-terra.

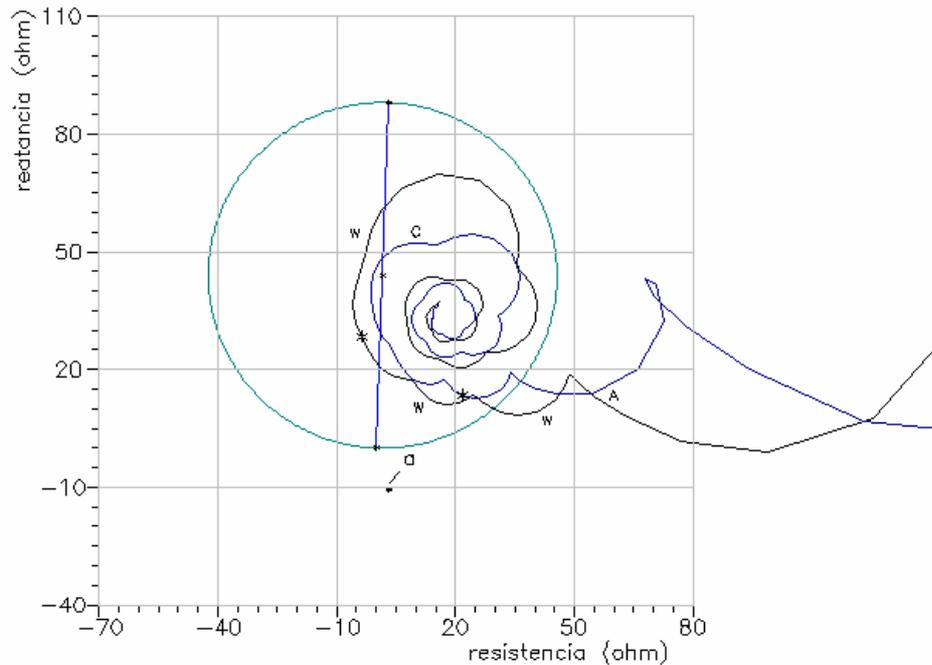


Figura 5.3.5 – Impedância vista pelo relé de fase A durante curto fase-terra fase-terra no final da linha AB, após a compensação série. Repetida a curva do algoritmo de Walsh com 16 pontos por ciclo e apresentada a curva do algoritmo Coseno.

#### **5.4 CURTO-CIRCUITO FASE-FASE-TERRA**

A consideração ao curto-circuito fase-fase-terra envolvendo as fases B e C é dada pela figuras 5.4.1 e 5.4.2 para a falta aplicada antes da compensação série e pelas figuras 5.4.3 e 5.4.4 para faltas após a compensação série. As curvas associadas aos algoritmos de Walsh e Coseno são indicadas nestas figuras. Verificamos que os relés de fase AB e CA apresentam desempenho correto e não deverão operar em caso de curto antes da compensação e que o relé de fase BC deverá operar corretamente. A resposta consistente do algoritmo Coseno pode ser verificada na figura 5.4.2, com a impedância do loop de falta entrando no círculo mho um pouco depois de 1,5 ciclos decorridos após o instante de aplicação da falta, mas bem antes de 2,0 ciclos. Observamos, entretanto,

que quando o curto após a compensação série é considerado, existe a possibilidade do relé de fase CA operar com o lugar geométrico de sua impedância vista passando através de seu círculo mho em período de tempo que inclui o instante 2 ciclos após a falta. Na hipótese de curto após a compensação série, vemos na figura 5.4.2 que a convergência na forma espiral afunilada se repete. Neste caso, corretamente, a convergência é em direção ao ponto a, de coordenadas  $R = 3,18 \Omega$ ,  $X = -10,56\Omega$ .

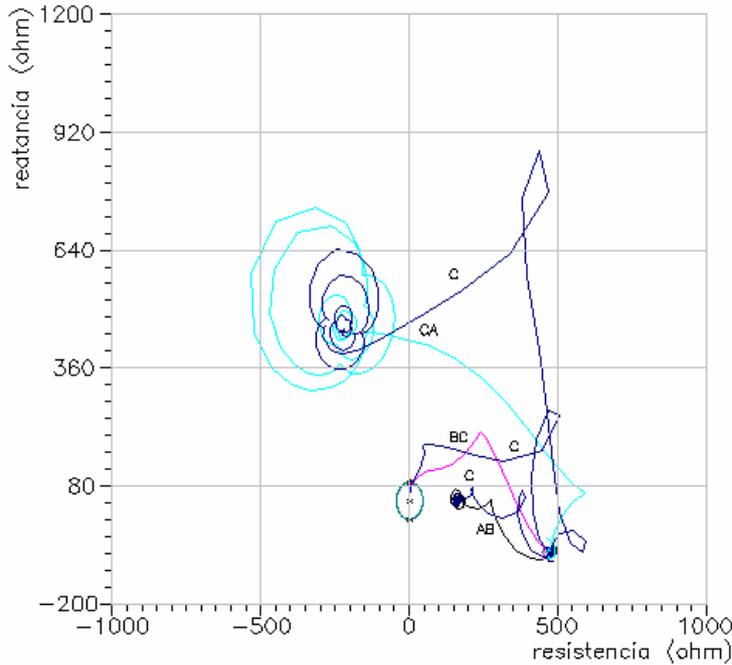


Figura 5.4.1 – Impedância vista pelo relés de fase AB, BC e CA durante curto fase-fase-terra no final da linha AB, antes da compensação série. Curvas do algoritmo de Walsh com 16 pontos por ciclo e curvas do algoritmo Coseno.

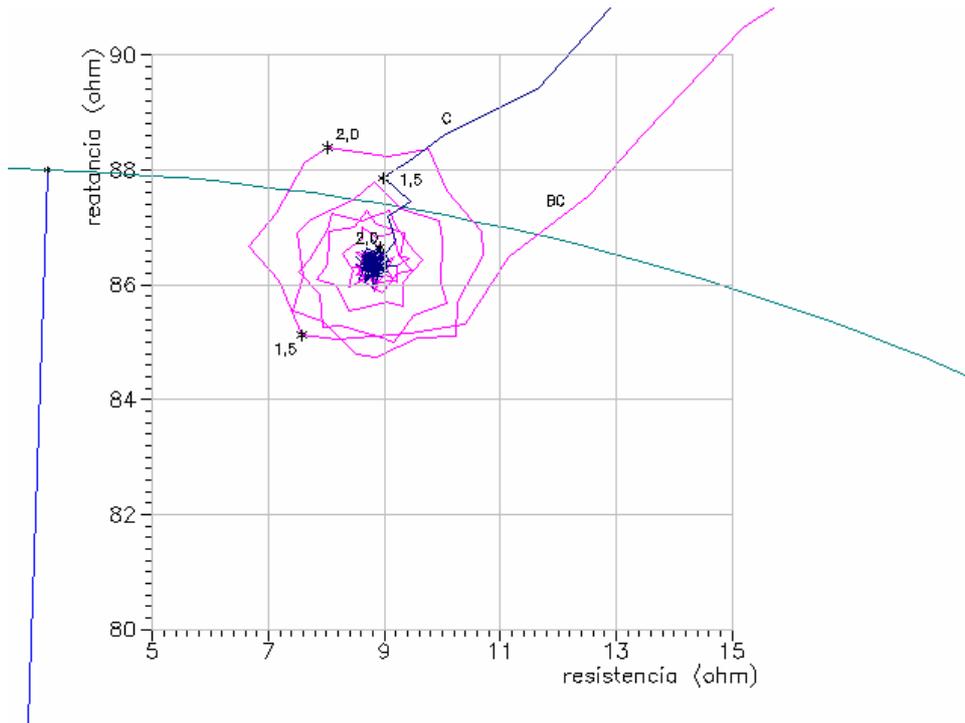


Figura 5.4.2 – Impedância vista pelo relé de fase BC durante curto fase-fase-terra no final da linha AB, antes da compensação série. Mesma figura anterior com escala expandida. Algoritmos de Walsh e Coseno.

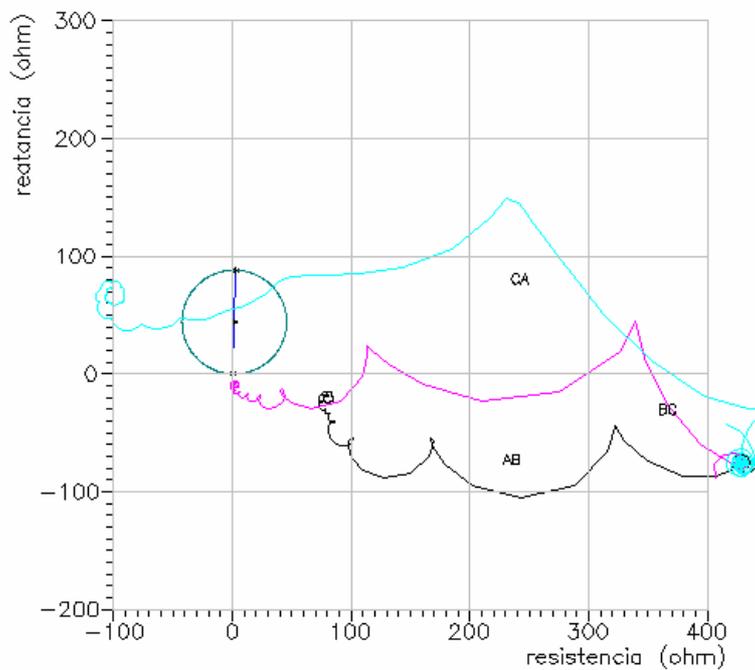


Figura 5.4.3 – Impedância vista pelo relé de fase durante curto fase-fase-terra no final da linha AB, depois da compensação série. Algoritmo de Walsh.

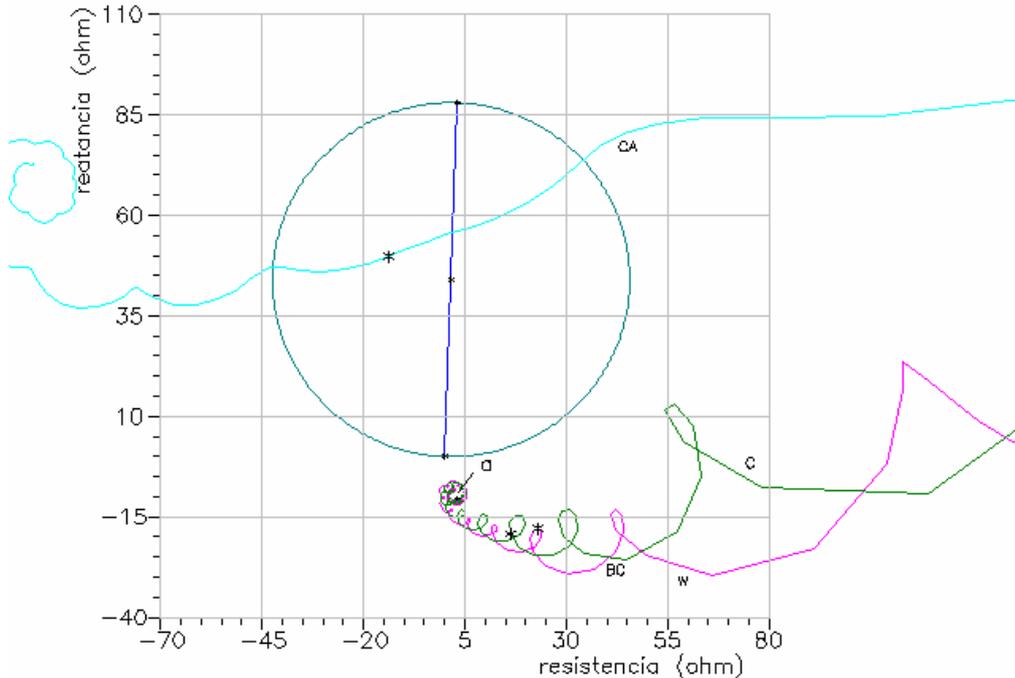


Figura 5.4.4 – Impedância vista pelo relés de fase BC durante curto fase-fase-terra no final da linha AB, depois da compensação série. Detalhe da figura anterior. Algoritmos de Walsh e Coseno.

## 5.5 MUDANÇA NO GRAU DE COMPENSAÇÃO SÉRIE

Nas figuras 5.5.1 a 5.5.3 novamente o curto fase-fase-terra envolvendo as fases B e C é considerado mas, neste caso, a compensação dos trechos de linha AB e BC é alterada para 40% cada. Agora apenas o algoritmo Coseno é considerado. Para o nível declarado de compensação série, isto corresponde a uma impedância no loop de falta de  $3,18 + j17,6 \Omega$ , como visto do ponto de localização da proteção no barramento A pelos relés AB, BC e CA. A figura 5.5.1 mostra que novamente os relé de fase AB e CA não operarão para curto após a compensação e que o relé de fase BC deverá operar na condição referida. A figura 5.5.2 ilustra o comportamento da impedância vista exclusivamente pelo relé BC, mas agora considerando o curto-circuito em três diferentes posições, no meio do trecho de linha AB (m), no fim da linha antes da compensação série (a) e logo após a compensação série (d). Os lugares geométricos indicados confirmam a operação do relé de fase BC para as três localizações da falta descrita. A figura 5.5.3 reproduz as mesmas curvas da figura anterior, mas com escalas expandidas.

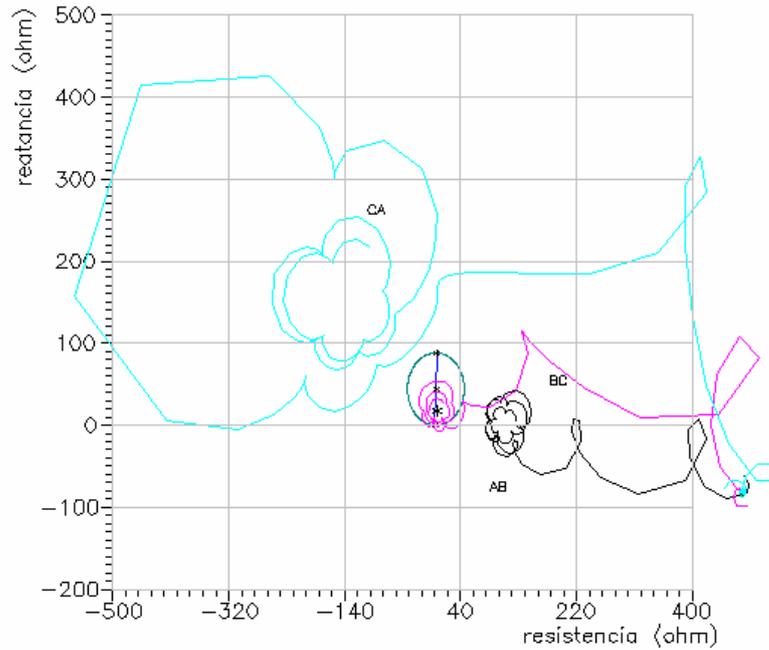


Figura 5.5.1 – Impedância vista pelo relé de fase durante curto fase-fase-terra na linha AB, antes da compensação série, no meio da linha e após a compensação série. Compensação de 40% em cada trecho.

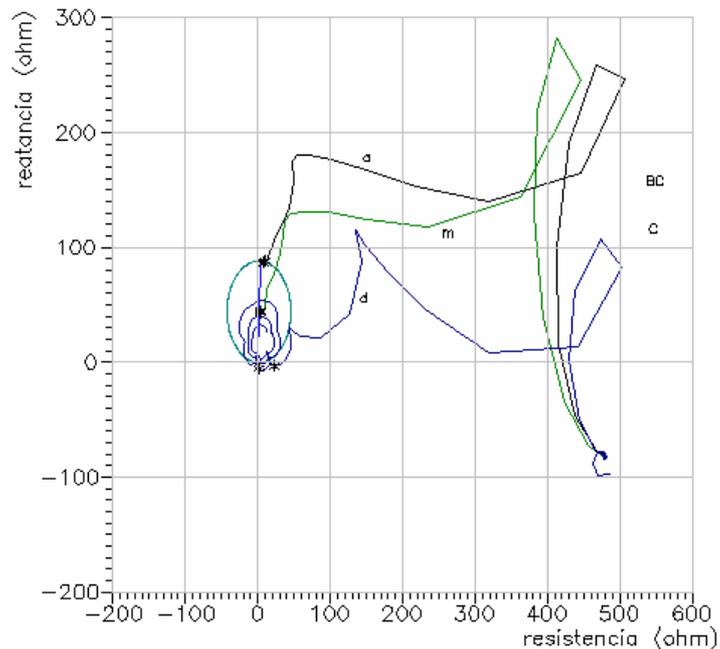


Figura 5.5.2 – Impedância vista pelo relé de fase BC durante curto fase-fase-terra na linha AB, antes da compensação série, no meio da linha e após a compensação série. Compensação de 40% em cada trecho. Algoritmo Coseno.

Os 6(seis) pontos indicados por asterisco (\*) sobre as curvas representam a impedância vista nos instantes 1,5 e 2,0 ciclos após o início de aplicação da falta. O sétimo ponto indicado por asterisco (\*) tem coordenadas  $3,18 + j17,6 \Omega$  e representa o ponto para onde deve convergir o lugar geométrico da impedância vista pelo relé BC e algoritmo Coseno, considerando-se o curto após a compensação capacitiva (curva d). A convergência lenta, ainda longe de ocorrer 10 ciclos após o início da falta pode ser verificada pelo último ponto desta curva (d). Isto representa o baixo amortecimento da componente subsíncrona da resposta transitória, na condição de curto-circuito após a compensação série, quando o grau de compensação série de 40% é fixado.

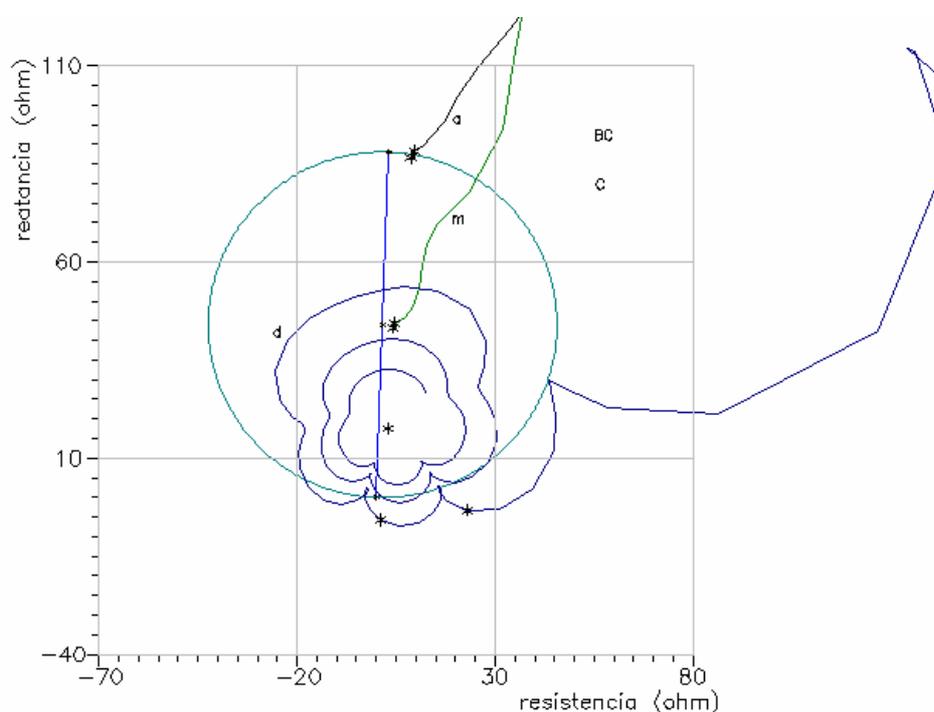


Figura 5.5.3 – Impedância vista pelo relé de fase BC durante curto fase-fase-terra na linha AB, antes da compensação série, no meio da linha e após a compensação série. Compensação de 40% em cada trecho. Detalhe da figura anterior.

## 6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES

A partir dos resultados de simulação efetuados com o programa MATLAB para os curtos trifásico, fase-fase-terra, fase-fase e fase-terra aplicados a um sistema composto por um transformador elevador, uma linha de transmissão de 500 kV e duas fontes terminais equivalentes, a presente tese de mestrado procurou caracterizar a resposta de um sistema de proteção de distância a partir da determinação da trajetória da impedância vista pelo relé no plano RX para as faltas referidas.

Simulações do desempenho do sistema de proteção considerando três diferentes algoritmos foram realizadas a partir das respostas dos sinais de tensões e correntes de fase registradas através dos canais de transdução e filtragem destas grandezas. A partir da representação dos transformadores de corrente e de potencial e do divisor de potencial capacitivo foram obtidos os sinais de tensão nos secundários dos TC's e TP's, aplicados a seguir aos filtros analógicos de Butterworth de segunda ordem, verificando-se uma efetiva eliminação das componentes de alta frequência presentes especialmente nos sinais de tensão de fase no sistema de potência.

Considerando que a conversão A/D é realizada normalmente em 12 bits nos conversores modernos, a discretização associada a este elemento presente nos canais de transdução foi feita considerando 16 pontos por ciclo do lado digital e, simplesmente, um número  $10^4$  vezes maior de pontos na simulação passo a passo das grandezas analógicas. A seguir, para extração final dos sinais de tensão e corrente a 60 Hz na forma fasorial e para determinação da impedância da malha de falta como vista do ponto de localização da proteção, os algoritmos de Walsh, Fourier e Coseno foram aplicados.

As seguintes conclusões foram derivadas dos resultados obtidos:

1 – O algoritmo de Walsh apresentou desempenho praticamente igual ao obtido pelo algoritmo tradicional de Fourier.

2 – O algoritmo Coseno foi o que apresentou melhor desempenho, especialmente na situação de presença de amplitudes maiores da componente unidirecional das correntes de curto-circuito.

3 – Todos os três algoritmos utilizados na extração das componentes fundamen-

tais a 60 Hz das tensões e correntes apresentaram dificuldades para a obtenção da impedância da malha de falta quando da presença maior da componente subsíncrona para curto-circuitos aplicados após a compensação série capacitiva.

4 – Uma avaliação do desempenho da proteção para os curto-circuitos envolvendo a terra mostra que, enquanto no curto fase-fase-terra a dificuldade a ser contornada diz respeito exclusivamente à presença das componentes subsíncronas introduzidas nas respostas de corrente e tensão pela compensação série, nos curtos fase-terra, além da presença da compensação série, uma outra dificuldade verificada nas simulações diz respeito à necessidade de revisão da metodologia para extração da componente de seqüência positiva da impedância do loop de falta. Esta metodologia consiste em extrair o efeito da impedância de seqüência zero a partir da medição da corrente de seqüência zero e aplicação do fator de compensação de seqüência zero. Quando a compensação série está presente, fica evidente a necessidade ou de revisão automática do fator de compensação ou de aplicação de outra metodologia ao sistema de proteção.

Como contribuição para a extensão da pesquisa iniciada com este trabalho de tese, podemos mencionar a necessidade de resolução das duas questões referidas nos itens 3 e 4 acima, quais sejam a eliminação do efeito da presença das componentes subsíncronas nas tensões e correntes de falta de forma que a determinação da impedância a 60 Hz do loop de falta não seja afetada e, ainda, a superação da dificuldade da aplicação tradicional do fator de compensação de seqüência zero quando da presença da compensação série em caso de curto fase-terra.

Podemos mencionar, ainda, a necessidade de análise de outros fatores de importância relativa a ser verificada, no tratamento de questões que não foram exploradas no presente trabalho de tese, quais sejam os efeitos de impedância de arco, instante de aplicação das faltas, potência de operação pós-falta, etc. Estes fatores poderão ser explorados explicitamente em trabalhos futuros.

## BIBLIOGRAFIA

- [1] Rockefeller, G.D., “Fault Protection with a Digital Computer”, *IEEE Transactions on Power Apparatus and System*, Vol. 88, no.4, pp. 438 – 461, Apr. 1969.
- [2] Ghassemi, F., Johns, A.T., “Investigation of Alternative Residual Current Compensation for Improving Series Compensated Line Distance Protection”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 8, no. 2, pp. 567 – 573, Apr. 1990.
- [3] Peterson, J.N., Wall, R.W., “Interactive Relay Controlled Power System Modeling”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 6, no. 1, pp. 96 – 101, Jan. 1991.
- [4] Lucas, J.R., McLaren, P.G., “A Computationally Efficient MOV Model for Series Compensation Studies”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 6, no. 4, pp. 1491 – 1497, Oct. 1991.
- [5] Thomas, D.W.P., Christopoulos, C., “Ultra-High Speed Protection of Series Compensated Lines”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, Vol. 7, no. 1, pp. 139 – 145, Jan. 1992.
- [6] Bui, L.X., Casoria, S., Morin, G., et al., “EMTP TACS-FORTRAN Interface Development for Digital Controls Modeling”, *IEEE Trans. on Power System*, Vol. 7, no. 1, pp. 314 – 319, Fev. 1992.
- [7] Youssef, O.A.S., “A Fundamental Digital Approach to Impedance Realys”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, Vol. 7, no. 4, pp. 1861 – 1870, Oct. 1992.
- [8] Chaudhary, A.K.S., Tam, K.S., Phadke, A.G., “Protection System Representation in the Electromagnetic Transients Program”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, Vol. 9, no. 2, pp. 700 – 711, Apr. 1994.
- [9] McLaren, P.G., Kuffel, R., Giesbrecht, J., et al., “On Site Relay Transient Testing for a Series Compensation Upgrade”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, Vol. 9, no. 3, pp. 1308 – 1315, Jul. 1994.
- [10] Kezunovic, M., Aganagic, M., McKenna, S., et al., “Computing Response of Series Compensations Capacitors”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, Vol. 10, no. 1, pp. 244 – 249, Jan. 1995.
- [11] Héctor, J.A.F., Dias, I.V., Vasquez, E.M., “Fourier and Walsh Digital Filtering Algorithms for Distance Protection”, *IEEE Trans. on Power System*, Vol. 11, no. 1, pp. 457 – 462, Fev. 1996.

- [12] Georgantzis, G.J., Hatziargyriou, N.D., Leonidaki., E.A., “Transient Simulation of Series Compensated EHV Transmission Lines for Short-Circuit Studies”, 0-7803-31-09-5/96/S5.00 ©, IEEE, 1996.
- [13] Qué, B.V., Landry, M., Khodabakhchian, B., et al., “Performance of Series – Compensated Line Circuit Breakers Under Delayed Current – Zero Conditions”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, Vol. 12, no. 1, pp. 227 – 233, Jan. 1997.
- [14] McLaren, P.G., Dirks, E., Jayasinghe, R.P., et al., “A Positive Sequence Directional Element for Numerical Distance Relays”, *Developments in Power System Protection, Conference Publication*, no. 434, IEE, pp. 239 – 242, March 1997.
- [15] Saha, M.M., Wikström, K., Sindahl, S., “A New Approach to Fast Distance Protection with Adaptive Features”, *Developments in Power System Protection, Conference Publication*, no. 434, IEE, pp. 32 – 35, March 1997.
- [16] Novosel, D., Phadke, A., Saha, M.M., et al., “Problems and Solutions for MicroProcessor Protection of Series Compensated Lines”, *Developments in Power System Protection, Conference Publication*, no. 434, IEE, pp. 18 – 23, March 1997.
- [17] Kezunovic, M., Chen, Q., “A Novel Approach for Interactive Protection System Simulation”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, Vol. 12, no. 2, pp. 668 – 674, Apr. 1997.
- [18] Mahseredjian, J., Benmouyal, G., Lombard, X., “A Link Between EMTP and MATLAB for User-Defined Modeling”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, Vol. 13, no. 2, pp. 667 – 674, Apr. 1998.
- [19] Xiaomin, N., Wei, S., “A New MOV Linearized Model Based on Harmonic Analysis for Series Compensation Studies”, *High Voltage Engineering Symposium, Conference Publication*, no. 467, IEE, paper 2.329.P1, Aug. 1999.
- [20] Working Group on Series Capacitor Bank Protection, “Summary of the IEEE Special Publication on Series Capacitor Bank Protection”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, Vol. 14, no. 4, pp. 1295 – 1297, Oct. 1999.
- [21] Kim, C.H., Lee, M.H., Aggarwal, R.K., “Educational Use of EMTP MODELS for the Study of a Distance Relaying Algorithm for Protecting Transmission Lines”, *IEEE Trans. on Power System*, Vol. 15, no. 1, pp. 9 – 15, Feb. 2000.
- [22] Saha, M.M., Wikström, K., Holmström., A., “High Speed Protection Scheme for EHV Transmission Lines”, 0-7803-5935-6/00/\$10.00 ©, IEEE, pp. 1985 – 1990, 2000.

## **BIBLIOGRAFIA**

---

- [23] Saha, M.M., Kasztenny, B., Rosolowski, E., “First Zone Algorithm for Protection of Series Compensated Lines”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, Vol. 16, no. 2, pp. 200 – 207, Apr. 2001.



carga:  $8,0 \Omega$  , especificação ABNT *B10F10C200* , relação  $RTC = 1500/5$

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

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

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

**- divisor de potencial capacitivo:**

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

$\phi_m$ (pu)	$i_m$ (pu)	$\phi_m$ (pu)	$i_m$ (pu)
0.000	0.000	0.072	1.128
0.006	0.250	0.096	1.155
0.012	0.486	0.120	1.182
0.018	0.693	0.168	1.236
0.024	0.859	0.216	1.289
0.030	0.969	0.264	1.343
0.042	1.047	0.300	1.384
0.054	1.096	-----	-----

## APÊNDICE B

As equações diferenciais do divisor capacitivo, transformador de potencial e filtro analógico são dadas, a partir da inspeção das figuras 2.4.1 e 2.4.2, por:

$$v'_{0P} = v_{0P} (C_1 / (C_1 + C_2)) / RTP \quad (A.2.1)$$

$$v'_{0P} = v'_{C12} + v'_P \quad (A.2.2)$$

$$v'_P = R'_{PV} \cdot i'_{PV} + L'_{PV} \cdot di'_{PV} / dt + v_{\phi mv} \quad (A.2.3)$$

$$v_{\phi mv} = R_{mv} \cdot i_{RV} = (R_{SV} + R_{BV}) \cdot i_{SV} + (L_{SV} + L_{BV}) \cdot di_{SV} / dt \quad (A.2.4)$$

$$i_{RV} = i'_{PV} - i_{mv} - i_{SV} \quad (A.2.5)$$

$$\frac{di_{mv}}{dt} = +v_{\phi mv} / (L_E + i_{mv} dL_E / di_{mv}) \quad (A.2.6)$$

As equações acima podem ser colocadas na forma de espaço – estado:

$$\frac{di'_{PV}}{dt} = -XK1 \cdot i'_{PV} + (XK2) \cdot i_{SV} + (XK2) \cdot i_{mv} - (XK3) \cdot v'_{C12} + (XK3) \cdot v'_{0P} \quad (A.2.7)$$

$$\frac{di_{SV}}{dt} = +XK4 \cdot i'_{PV} - (XK5) \cdot i_{SV} - (XK4) \cdot i_{mv} \quad (A.2.8)$$

$$\frac{di_{mv}}{dt} = +v_{\phi mv} / (L_E + i_{mv} dL_E / di_{mv}) = y_3 \quad (A.2.9)$$

$$\frac{dv'_{C12}}{dt} = +(XK6) \cdot i'_{PV} \quad (A.2.10)$$

onde:

$$XK1 = (R'_{PV} + R_{mv}) / L'_{PV} \quad (A.2.11)$$

$$XK2 = R_{mv} / L'_{PV} \quad (A.2.12)$$

$$XK3 = 1 / L'_{PV} \quad (A.2.13)$$

$$XK4 = R_{mv} / (L_{SV} + L_{BV}) \quad (A.2.14)$$

$$XK5 = (R_{SV} + R_{mv} + R_{BV}) / (L_{SV} + L_{BV}) \quad (A.2.15)$$

$$XK6 = 1 / (C_1 + C_2) \quad (A.2.16)$$

As equações do filtro de Butterworth de segunda ordem na forma de espaço-estado são expressas por:

$$\frac{dx_5}{dt} = (\omega_{nat})^2 \cdot (v_{inv} / 2 - x_6) \quad (A.2.17)$$

$$\frac{dx_6}{dt} = x_5 - 2 \cdot \alpha \cdot x_6 \quad (A.2.18)$$

onde a frequência natural  $\omega_{nat}$  de oscilação do filtro é dada por:

$$\omega_{nat}^2 = 2 / (L_F C_F) \quad (A.2.19)$$

e a constante de amortecimento é dada por:  $\alpha = (1 / (R_F C_F) + R_F / L_F) / 2$  (A.2.20)

A tensão de entrada do filtro é dada por:  $v_{inv} = R_{BV} \cdot i_{SV} + L_{BV} \cdot di_{SV} / dt$  (A.2.21)

e a tensão de saída do filtro é dada por:  $v_{outv} = x_6$  (A.2.22)

0

As equações A.2.7 a A.2.12 já estão no formato espaço-estado. Podem, portanto, ser escritas na seguinte forma compacta matricial:

$$\dot{X} = [A] \cdot X + [B] \cdot U + [C] \cdot Y \quad (A.2.23)$$

onde:

$X = [ i_{PV} \quad i_{SV} \quad i_{mv} \quad v_{C12} \quad x_5 \quad x_6 ]$  é o vetor de variáveis de estado

$U = [ v_{0P} ]$  é o vetor da variável de entrada e

$Y = [ 0 \quad 0 \quad y_3 \quad 0 ]$  é o vetor das não-linearidades

A variável  $y_3$  representa a derivada  $di_{mv} / dt$  e é expressa, em A.2.9, por:

$$y_3 = \frac{di_{mv}}{dt} = +v_{\phi_{mv}} / (L_E + i_{mv} dL_E / di_{mv}) \quad (\text{A.2.24})$$

de forma que a determinação de  $y_3$  para a solução das equações de espaço-estado representadas por A.2.23 necessita das informações abaixo para  $v_{\phi_{mv}}$  e para  $L_E$ .

$$v_{\phi_{mv}} = R_{mv} \cdot i_{RV} = R_{mv} (i'_{PV} - i_{mv} - i_{SV}) \quad (\text{A.2.25})$$

$L_E$  é a indutância representativa da relação entre o enlace de fluxo mútuo  $\phi_{mv}$  e a corrente  $i_{mv}$  de magnetização do transformador de potencial. O valor desta indutância e de sua derivada  $dL_E / di_{mv}$  podem ser definidos a partir dos dados da curva de saturação.

A solução da equação A.2.23 foi realizada por integração numérica. O conjunto de equações associadas foi resolvido de forma iterativa para levar em conta a não linearidade representada por A.2.9. As demais equações diferenciais A.2.7, A.2.8, A.2.10 a A.2.12 são todas lineares.

Para a representação do canal de transdução de corrente e que envolve o transformador de corrente e do filtro analógico associado, um conjunto de equações similares foi desenvolvido. Neste caso a variável de entrada se torna  $i'_p$  ao invés de  $v'_{0P}$ . A tensão de entrada do filtro é dada por  $v_{in} = R_B \cdot i'_s$  ao invés da equação A.2.21. A não consideração de qualquer divisor capacitivo e a retirada da corrente  $i'_p$  da lista de variáveis de estado torna o sistema resultante para o canal de transdução de corrente um sistema de quarta-ordem, ao invés da sexta ordem característica do canal de transdução de tensão.