

ALGUNS FATORES AFETANDO O DESEMPENHO DE RELÉS DE
DISTÂNCIA

Maurício Macanjo Menezes Lima

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

Aprovada por:

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

Prof. Antonio Carlos Ferreira, Ph. D.

Prof. Luiz Cera Zanetta, D. Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

SETEMBRO DE 2006

LIMA, MAURÍCIO MACANJO MENEZES

Alguns Fatores Afetando o Desempenho de
Relés de Distância [Rio de Janeiro] 2006

XI, 158 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc.,
Engenharia Elétrica, 2006)

Dissertação – Universidade Federal do Rio
de Janeiro, COPPE

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

I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

DEDICATÓRIA

OFEREÇO ESTE TRABALHO

A CATERINE E

MEU IRMÃO MARCO

OBRIGADO,

MAURÍCIO MACANJO

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao orientador da dissertação, Professor Sebastião pela colaboração, pelo empenho e pelo apoio irrestrito oferecidos durante todo o período de realização do trabalho de pesquisa. Aos amigos Roberto, Silmar e Erasmo de Furnas pela colaboração. Agradeço ainda aos amigos do CTRR.O.

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

ALGUNS FATORES AFETANDO
O DESEMPENHO DE RELÉS DE DISTÂNCIA

Maurício Macanjo Menezes Lima

Setembro/2006

Orientador: Sebastião Ércules Melo de Oliveira

Programa: Engenharia Elétrica

Este trabalho apresenta as principais vantagens e desvantagens da aplicação dos relés de distância a partir da comparação de suas características básicas com as apresentadas pelos relés de sobrecorrente e diferenciais, no que diz respeito à tarefa de proteção das linhas de transmissão curtas e longas.

Em seguida, são apresentadas as tarefas executadas durante o trabalho de pesquisa para incorporação da modelagem do sistema de proteção dentro do programa MATLAB, de forma acoplada ao sistema de transmissão, este com elementos cuja representação é definida através de rotinas específicas do próprio programa.

A partir do programa contendo a modelagem do sistema de proteção, foram feitas diversas simulações para caracterização das dificuldades principais que se apresentam para correta atuação dos relés de distância e indicadas algumas soluções que permitem a aplicação prática e confiável deste tipo de proteção.

O desempenho dos algoritmos para filtragem digital são discutidos e a evolução da característica de impedância do relé durante curto-circuitos com e sem resistência de arco é apresentada no plano R – X.

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

SOME FACTORS AFFECTING THE BEHAVIOR OF DISTANCE RELAYS

Maurício Macanjo Menezes Lima

September/2006

Advisor: Sebastião Ércules Melo de Oliveira

Department: Electrical Engineering

This report presents the main advantages and constraints related to application of distance relays starting from comparison of their basic characteristics to those presented by the overcurrent and differential relays, concerning to the task of protection of short and long transmission lines.

Following, the activities performed during the research work for incorporating modeling of the protection system inside the MATLAB program are described, in such a way that the equations are coupled to the transmission system, this last one presenting elements whose representation is defined by specific program routines.

By running the program incorporating the protection system modeling, several simulations were carried out for characterizing the main difficulties for proper distance relay operation and indicated possible solutions for practical and reliable operation of this kind of protection.

The behavior of some algorithms for digital filtering is discussed and the movement of the impedance characteristic as seen by the relay during short circuits with and without arc resistance are presented in the $R - X$ plane.

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
TC	=	Transformador de corrente
TP	=	Transformador de potencial
C_1	=	Capacitância equivalente superior do DCP
C_2	=	Capacitância equivalente inferior do DCP
C_F	=	Capacitância do filtro analógico

F_1, F_2	= Fontes equivalentes para o Sistema de Transmissão CA
f_P	= 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_{exc}	= Corrente de excitação, $(I'_p - I_s)$
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 rms 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_{arco}	= Comprimento do arco
L_{BV}	= Indutância da carga do transformador de potencial
L_D	= Indutância do indutor do divisor capacitivo de potencial

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

R_S	= Resistência do enrolamento secundário do TC
R_{SV}	= Resistência do enrolamento secundário do TP
RTC	= Relação de transformação do transformador de corrente
RTP	= Relação de transformação do transformador de potencial
$v_{\phi m}$	= Tensão induzida pelo fluxo mútuo do TC
$v_{\phi mv}$	= Tensão induzida pelo fluxo mútuo do TP
v_{in}	= Tensão de entrada do filtro analógico no canal de corrente
v_{inv}	= Tensão de entrada do filtro analógico no canal de tensão
v_{outa}	= Tensão de saída do filtro analógico no canal de corrente
v_{outv}	= Tensão de saída 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
ω_P	= frequência de corte do filtro de Butterworth (rd/s)
ω_S	= frequência síncrona (rd/s)
ω_{SUB}	= frequência subsíncrona (rd/s)
X	= Parte indutiva da impedância vista pelo relé de distância

X_{s1} e X_{s2} = Reatâncias das fontes

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Histórico	4
1.2	Objetivo	13
1.3	Estrutura do Texto	14
2	CARACTERÍSTICAS ESPECIAIS E AJUSTES DA PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA	16
2.1	Relé de impedância.....	18
2.2	Relé de reatância.....	18
2.3	Relé mho	19
2.4	Relé mho com polarização cruzada	20
2.5	Ajuste da primeira zona	22
2.6	Ajuste da segunda zona	23
2.7	Ajuste da terceira zona.....	25
2.8	Zona reversa e teleproteção	25
3	CARACTERÍSTICAS, VANTAGENS E DESVANTAGENS DA PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA	27
3.1	Comparação com outras formas de proteção.....	27
3.2	Proteção de distância digital	28
3.2.1	Filtros digitais (algoritmos)	31
3.3	Cálculo das malhas (loops) de falta	33
3.4	Diagrama R-X.....	35
3.5	Efeitos da resistência de falta e do carregamento	36
3.6	Oscilações de potência.....	41
3.7	Efeitos devido à aplicação de capacitores série	43
4	O SISTEMA ELÉTRICO ANALISADO	45
4.1	Modelagem do sistema de transmissão.....	45
4.1.1	Fontes de tensão.....	46
4.1.2	Transformador	46
4.1.3	Linha de transmissão	46
4.1.4	Reatores	47
4.1.5	Transformador de corrente	47
4.1.6	Divisor capacitivo e transformador de potencial	48
4.1.7	Filtragem anti-aliasing	49
5	DESEMPENHO DA PROTEÇÃO NO SISTEMA ANALISADO.....	51
5.1	Desempenho de alguns algoritmos de proteção.....	52
5.1.1	Faltas sem componente aperiódica decrescente e sem carregamento	53
5.1.2	Faltas com componente aperiódica decrescente.....	56
5.1.3	Faltas com carregamento na linha	58
5.2	Efeito da resistência de Falta	63
5.2.1	Correntes de falta.....	75
5.2.2	Diagrama R-X das impedâncias de falta	77
5.3	Efeito do carregamento.....	82

5.4	Efeito do instante da falta	85
5.4.1	Componente aperiódica decrescente da corrente de falta.....	85
5.4.2	Tensões e correntes de falta.....	86
5.4.3	Diagrama R-X das impedâncias de falta	93
5.5	Efeito da saturação dos TC	96
5.6	Efeito das Componentes Subsíncronas	101
5.6.1	Falta Fase-terra(AT)	102
5.6.1.1	Tensões e correntes de falta.....	102
5.6.1.2	Diagrama R-X das impedâncias na falta AT	109
5.6.2	Falta bifásica (BC).....	113
5.6.2.1	Tensões e correntes de falta.....	113
5.6.2.2	Diagrama R-X das impedâncias na falta BC	118
5.6.3	Falta bifásica com terra(BCT)	122
5.6.3.1	Tensões e correntes de falta.....	122
5.6.3.2	Diagrama R-X das impedâncias na falta BCT	127
5.6.4	Falta trifásica(ABC)	131
5.6.4.1	Tensões e correntes de falta.....	131
5.6.4.2	Diagrama R-X das impedâncias na falta ABC	136
5.7	Utilização da polarização Cruzada	140
5.8	Métodos para ajuste da proteção utilizando o diagrama R-X.....	145
5.8.1	Ajuste da primeira zona.....	148
6	CONCLUSÕES E SUGESTÕES.....	155
	BIBLIOGRAFIA.....	156

1 INTRODUÇÃO

A proteção dos sistemas elétricos de potência é assunto de extrema importância e que tem atraído também a atenção das concessionárias e instituições de ensino e pesquisa desde o início da operação do primeiro sistema. Para que a operação de um sistema elétrico se realize de forma apropriada, esquemas de proteção eficientes e confiáveis devem ser especificados. Enquanto consideramos que os componentes do sistema de potência tais como, geradores e motores síncronos, transformadores, circuitos de transmissão, barramentos, capacitores, reatores e outros, são projetados para operação sob condições normais de tensão, corrente, fluxos de potência, frequência, etc., se, por alguma razão, qualquer destas grandezas se tornar relativamente elevada ou reduzida em qualquer parte do sistema, ocorre, no sistema elétrico, o que denominamos falta. Então, considerando que o elemento ou elementos envolvidos em tal falta, devem ser desligados tão logo quanto possível, para evitar danos a estes elementos ou mesmo que os efeitos da falta se manifestem sob áreas maiores do sistema elétrico, sistemas de proteção devem ser especificados para tal fim.

É importante considerar que é incorreto avaliar a qualidade de um sistema de proteção e os benefícios associados à sua utilização simplesmente pelo seu custo. Na verdade, há ainda a se considerar a redução evidente de gastos advindos de sua própria utilização, já que os custos dos sistemas de geração, transmissão e distribuição seriam muito mais elevados para fazer frente a todos os possíveis modos de falta na hipótese de ausência dos sistemas de proteção.

Outra vantagem importante da aplicação dos sistemas de proteção é que, no seguimento à anormalidade, o elemento sob falta é isolado da rede de forma seletiva, o que resulta, normalmente, no restabelecimento do fluxo normal de potência aos elementos restantes do sistema elétrico e no retorno a condições normais de operação de forma extremamente rápida.

Nos primórdios da evolução da indústria elétrica e dos sistemas elétricos de potência, a configuração sistêmica básica era constituída por geração térmica localizada próxima aos centros urbanos. Entretanto, em razão do crescimento da demanda para diferentes fins, incluindo cargas industriais, residenciais, iluminação pública e

INTRODUÇÃO

alimentação a áreas agrícolas, a necessidade por maiores quantidades de potência levaram ao crescimento dos sistemas de distribuição e, ainda, à agregação da geração de usinas hidráulicas relativamente mais distantes através de sistemas de transmissão em longa distância. Nos dias atuais, portanto, os sistemas de potência assumiram configurações extremamente complexas, com diversas interligações para aumento da confiabilidade de atendimento aos consumidores e envolvendo, desta forma, áreas geográficas muito amplas. Ao sistema elétrico que inicia nas usinas geradoras de maior porte e que envolve as longas interligações entre elas e as grandes subestações em alta tensão dá-se o nome de sistema de geração e transmissão e à rede que interliga este sistema às áreas urbanas e agrícolas dá-se o nome de rede de sub-transmissão. Os sistemas de distribuição, finalmente, conectam as subestações atendidas pelas redes de sub-transmissão aos consumidores, nos diferentes níveis de utilização da energia elétrica industrial, comercial e residencial, e às áreas agrícolas.

Para tal sistema elétrico complexo, o esquema de proteção a ser adotado deve apresentar grande sensibilidade, seletividade, eficiência e confiabilidade operativa. Este esquema inclui os relés de proteção e, ainda, os disjuntores, estes como elementos de manobra para extinção das correntes de curto-circuito e isolamento rápido dos equipamentos sob falta. Ainda a considerar que progresso constante tem ocorrido com respeito à aplicação da tecnologia numérica baseada em sistemas microprocessados de grande atratividade para os usuários. Com esta tecnologia, pode-se esperar melhor qualidade de resposta dos sistemas de proteção mesmo por ocasião de forte saturação dos transformadores de corrente. Ainda a considerar que o intercâmbio de dados digitais através de cabos de fibra ótica livres de interferência é viabilizado e tem conduzido a simplificações na proteção de cabos e linhas aéreas em redes urbanas e industriais. Outra facilidade é a possibilidade real de transferência de dados associados aos sistemas de proteção através das próprias redes digitais de comunicação.

Diversas vantagens importantes da aplicação dos esquemas de proteção baseados em microprocessadores podem ser ressaltadas:

a – é possível ajustar as características de operação de qualquer função de proteção em particular. Isto pode ser efetivado a partir da análise das necessidades do sistema elétrico, com o objetivo de prover melhor adaptação das curvas de operação dos relés às características do sistema elétrico. Isto não era possível nos relés eletromecânicos que

possuíam características fixas.

b – habilidade para simulação de funções lógicas e solução de equações matemáticas.

c – facilidade de interface com sistemas de comunicação digital.

d – capacidade de avaliação de suas próprias condições de operação (auto diagnóstico) através de controle da execução de funções de verificação (em software) de faltas no próprio hardware.

e – grande ganho de confiabilidade em relação aos relés eletromecânicos e estáticos obtido pela utilização de um número menor de componentes, com menores taxas de falha.

f – disponibilidade de uma variedade de funções de proteção que podem ser obtidas simplesmente por modificações apropriadas nos algoritmos e com utilização dos mesmos componentes.

g – imposição de carga muito menor aos transformadores de corrente e de potencial.

h – redução nos custos da proteção sendo obtida em razão dos preços cada vez menores dos componentes micro-processados, de forma que a maior parcela destes custos já se localiza nos gastos com desenvolvimento dos programas computacionais necessários.

Na presente dissertação, o foco é colocado na proteção de distância que permite proteção contra curto-circuitos em sistemas de transmissão e em sistemas de distribuição malhados. Enquanto a proteção de distância clássica especificada no passado com relés eletromecânicos e estáticos ainda está em uso, as novas funções de proteção de distância apresentam a mesma filosofia de aplicação mas estão se beneficiando também da tecnologia dos relés micro-processados, com processamento numérico dos sinais e algoritmos inteligentes de avaliação.

Para permitir a execução de casos de verificação da operação da proteção de distância, algumas rotinas foram implantadas diretamente no ambiente MATLAB para incorporação da modelagem de um sistema de proteção de distância, mas considerando a operação deste sistema de forma acoplada ao sistema de transmissão, este com elementos cuja representação é definida através de rotinas específicas do próprio

programa.

A partir do programa contendo a modelagem do sistema de proteção, foram feitas diversas simulações para caracterização da impedância vista pelos relés de distância no plano R – X. Com base no resultado destas simulações são discutidas as dificuldades principais que se apresentam para correta atuação destes relés e indicadas algumas soluções que permitem a aplicação prática e confiável deste tipo de proteção.

1.1 HISTÓRICO

A referência[1] apresenta um novo filtro digital recursivo para cálculo das impedâncias a partir de amostras de tensão e corrente obtidas no ponto de localização da proteção. A partir de um modelo baseado na composição de sinais do tipo componente CC amortecida e componentes fundamental e de frequências harmônicas, um observador espectral é construído para determinação recursiva dos coeficientes de Fourier. O algoritmo proposto foi testado utilizando dados de oscilografia do sistema da empresa Saskatchewan Power e produziu condições confiáveis de operação do sistema de proteção. O desempenho do observador espectral foi melhorado pela especificação apropriada dos pólos do observador, resultando em operação rápida do relé digital. O desempenho do projeto de proteção com amostras de dados desigualmente espaçadas também é discutido.

A referência [2] propõe um novo tipo de relé de reatância de seqüência zero baseado em microprocessador, adequado a linhas de transmissão curtas. O dispositivo apresenta não só maior habilidade para tolerar curtos com resistência de falta, mas também com menor influência do carregamento da linha. Um novo filtro derivativo de Fourier foi desenvolvido e que permite eliminar a influência dos harmônicos de maior ordem e restringir o efeito da componente CC amortecida em um sistema elétrico. O autor comenta que baseado em análise e cálculos, o trabalho apresenta um bom projeto de detecção de falta que pode operar corretamente mesmo que a falta seja seguida por oscilação eletromecânica no sistema elétrico. Os aspectos de projeto do sistema de bloqueio da oscilação e do seletor da fase da falta são discutidos, de modo que um esquema completo de proteção de distância com um microprocessador de CPU 8086 para linhas de transmissão curtas é descrito no trabalho e o diagrama de blocos do

programa associado apresentado de maneira simples.

Os autores da referência [3] argumentam que a literatura técnica apresenta os conceitos teóricos e empíricos associados aos efeitos da presença das componentes harmônicas de tensão e corrente nos sistemas de potência mas que pouco esforço tem sido realizado para análise do efeito da distorção associada das formas de onda sobre o desempenho dos sistemas de proteção. É observado que uma razão importante para esta omissão é que a ampla variedade de princípios de medição utilizados no projeto destes relés produzem diferentes resultados, de forma que a tarefa se torna difícil. Apesar disso, o presente artigo apresenta resultados do esforço empreendido para exame dos conceitos de medição empregados pelos relés eletromecânicos e estáticos e pelos relés microprocessados, descreve os aspectos teóricos associados ao efeito dos harmônicos sobre o desempenho do sistema de proteção e apresenta confirmação dos resultados com base em ensaios de laboratório.

A referência [4] faz uma análise do desempenho transitório dos transformadores de corrente para proteção incluindo o efeito da histerese do núcleo. Mostra que a condição de saturação do núcleo dos transformadores de corrente para proteção, produzido pela componente CC da corrente de falta e pelo efeito de histerese do núcleo determinando um certo nível de fluxo residual, pode resultar em correntes de saída distorcidas. Uma técnica de simulação digital previamente descrita e que representa tanto a ação da histerese quanto a ação das correntes parasitas no núcleo do transformador, é utilizada para computar as formas de onda das correntes e as excursões de fluxo para uma faixa ampla de variação dos parâmetros com maior efeito sobre a corrente de falta. A produção do fluxo residual de núcleo e sua influência sobre a corrente secundária do TC é também examinada. Os efeitos de histerese e das correntes parasitas são incluídos diretamente na modelagem, com ênfase para os valores elevados da corrente de falta que, com assimetria elevada, determinam a saturação do núcleo por dois ou três ciclos.

A referência [5] descreve uma técnica de construção de um filtro digital que pode calcular efetivamente a impedância de uma linha de transmissão a partir dos dados de falta disponíveis pelo sistema de proteção digital localizado em um determinado barramento do sistema. A robustez do método se baseia na eliminação efetiva da componente unidirecional exponencial e cuja taxa de decaimento é incluída na

formulação do algoritmo e efetivamente determinada. Os autores mencionam que a aplicação deste algoritmo permite a eliminação completa das componentes transitórias não harmônicas dentro de uma banda de frequências previamente selecionada e que a resposta em frequência do algoritmo é altamente seletiva quando comparada com outras técnicas disponíveis. Para atingir esta característica, o comprimento da janela de dados é feito 6,25% maior que o período da frequência fundamental.

Resultados de simulação gerados por um programa de transitórios e dados reais de oscilografia obtidos em uma subestação de 230 kV são utilizados para a tarefa de avaliação do desempenho do algoritmo, a partir da comparação contra o algoritmo básico de Fourier.

Em [6], Chaudhry e outros descrevem o trabalho realizado para inclusão de modelagem de transformadores de corrente, transformadores de potencial, divisor capacitivo e relés à versão no. 2 EPRI/DCG do programa de transitórios EMTP. Modelos para representação de relés específicos para proteção de linhas e para representação da proteção diferencial de transformadores foram também desenvolvidos. Embora o trabalho não forneça detalhes específicos sobre os modelos incorporados, é mostrado que os modelos referidos foram realmente desenvolvidos, validados e agregados ao EMTP, restando ao usuário, na hipótese de seleção destes modelos, apenas especificar seus parâmetros. Outra característica interessante do programa é a capacidade de compilação de rotinas escritas pelo usuário diretamente em FORTRAN, de forma que estudos mais importantes podem agora ser conduzidos, o que não era possível com versões anteriores do programa EMTP.

Os autores observam que vários estudos que antes não podiam ser conduzidos, como por exemplo a análise da dinâmica de interação entre o sistema de proteção e a rede, e vice-versa, podem agora ser implementados, contribuindo para a conseqüente melhoria da confiabilidade do sistema de proteção. Uma série de eventos seqüenciais podem ser simulados, incluindo tanto a operação de relé primário e seu disjuntor quanto a operação da proteção de retaguarda e disjuntor associado.

Kezunovic e outros em [7] descrevem o trabalho realizado para implementação de modelagem do efeito de capacitores série protegidos por varistores de óxido de zinco (MOV) em simulador em tempo real. Eles concluem que o método proposto para

representação dos componentes é computacionalmente eficiente e que as características propostas para o MOV com uma inclinação e três inclinações fornecem resultados para os estudos bem coincidentes com aqueles realizados com o programa EMTP. Eles concluem ainda que o processo de ajuste da característica do varistor com três inclinações é de utilização mais fácil desde que o processo de ajuste é mais direto.

Em [8] os autores ressaltam que a resposta dos relés de distância digitais a sinais de entrada ruidosos dependem do processo combinado de filtragem que resulta dos filtros analógicos passa-baixa anti-aliasing, dos parâmetros da filtragem digital e do pós-processamento da decisão de desligamento. Diferentes algoritmos digitais de filtragem para proteção de distância são comparados, com foco nos filtros de Fourier e Walsh. Estes filtros são cuidadosamente analisados e registrado que os filtros coseno Fourier e coseno Walsh, ambos de um ciclo, são os que apresentam a melhor capacidade de rejeição de componentes CC decrescentes, enquanto os filtros seno Fourier e seno Walsh apresentam maior capacidade para rejeição das componentes amortecidas de alta frequência.

Em [9] McLaren e outros registram que com o advento dos relés numéricos para cálculo de estimativas dos fasores tensão e correntes na frequência fundamental, diversas características não anteriormente consideradas podem ser implementadas e agregadas aos sistemas de proteção. A forma e a extensão das zonas de operação no plano de impedância podem agora ser escolhidas com muito mais liberdade do que ocorria no passado, de forma que, no artigo, os autores utilizam a relação entre os fasores tensão e corrente incrementais de seqüência positiva para decidir sobre a direcionalidade de atuação da proteção. A impedância resultante recairá sobre o terceiro quadrante para faltas diretas e sobre o primeiro quadrante em caso de curtos em direção reversa. O artigo descreve o princípio de operação do novo elemento de proteção, informa a respeito da integração do elemento ao sistema de proteção de distância e fornece resultados de testes realizados com o relé. Informam ainda que um modelo offline do relé foi implementado e testado em uma situação complexa envolvendo a aplicação de compensação série no sistema de transmissão protegido.

Em [10], Saha e outros descrevem um esquema de proteção de distância, rápido e adaptativo, para proteção contra curtos fase-terra e curtos multi-fases para linhas de transmissão de extra-alta-tensão. Os autores afirmam que o esquema apresenta bom

desempenho para proteção de linhas compensadas e que novos algoritmos complementares de ação rápida junto com algoritmos antigos extensivamente testados e com algoritmos de distância instalados em sistemas microprocessados resultaram em um esquema de proteção adaptativo híbrido. Este esquema foi implementado em plataforma de hardware confiável e com exigências de comunicação moderadas. Os autores registram que o esquema confere alta velocidade à operação da proteção (menos que um ciclo) e que foram realizadas verificações do desempenho dos algoritmos utilizando a capacidade de simulação do EMTP/ATP e de simulador em tempo real.

Em [11], os autores tratam da questão complexa de proteção de sistemas de transmissão compensados por capacitores série e observam que os problemas conhecidos de inversão de tensão, de inversão de tensão do elemento direcional e de inversão de corrente podem ser resolvidos pelos esquemas de proteção existentes. Registram ainda que os problemas com transitórios podem ser minimizados através da utilização de técnicas de filtragem apropriadas e que a maior dificuldade a ser contornada pelos relés de distância quando da aplicação de métodos convencionais de detecção de falta é a medição do seu alcance. É enfatizado que a medição do alcance do relé de distância depende do estado do capacitor e da resposta transitória do circuito de proteção do capacitor, de forma que a compensação efetiva pode ser considerada como função da localização da falta na linha.

Assim, devido à capacitância efetiva variável ao longo do tempo, os relés de distância podem operar incorretamente ou não operar quando chamados para tal. Os autores registram, entretanto, que novos desenvolvimentos usando a tecnologia dos microprocessadores permitem a aplicação apropriada das funções de proteção e de localização de falta para redes de transmissão com compensação série e que um novo método de medição de impedância em frequências múltiplas mostra que é possível detectar se o capacitor está ou não presente no loop de falta.

A referência [12] trata da questão do deslocamento da corrente de curto pela componente unidirecional associada ao instante de ocorrência da falta, ressaltando que o efeito ocorrerá em pelo menos uma das fases do sistema trifásico. A componente CC referida apresenta um decaimento no tempo dependente da relação X / R do sistema elétrico e de forma que sua circulação poderá resultar em saturação do TC de alimentação do sistema de proteção. Além disso, quando a corrente de falta é

interrompida, a componente CC resultante pode manter a corrente acima do ajuste de drop-out do relé por um período de tempo dependente da constante de tempo L/R do circuito secundário do TC. Isto pode resultar no retardo do rearme da função detetora de falta do relé. O trabalho discute esse fenômeno e como ele pode afetar a operação de dois tipos de relés operados por corrente.

Kim e outros em [13], utilizando a rotina MODELS do programa EMTP, apresentam algoritmos de simulação para os sistemas de potência e para a proteção digital de distância em um formato único e que ajuda a reduzir as tarefas de modelagem e seleção dos algoritmos, contribuindo para melhor entendimento dos conceitos fundamentais envolvidos nas técnicas de proteção disponíveis e para o reconhecimento de que o sistema elétrico e o sistema de proteção não devem ser tratados separadamente quando analisando-se a aplicação de qualquer algoritmo de proteção digital. Resultados de casos de simulação dos curtos fase-terra e fase-fase-terra são apresentados, para diferentes instantes de falta e diferentes localizações da falta ao longo do sistema de transmissão.

Na referência [14] observa-se que nos esquemas digitais de proteção, a Transformada Discreta de Fourier (TDF) é o algoritmo mais largamente usado para computar a componente de frequência fundamental. Quando a medição somente contém esta componente fundamental e componentes de frequências harmônicas inteiras, a TDF padrão somente necessita da “quantidade de dados de um ciclo pós-falta” para definição da componente de frequência fundamental. Uma das situações que se afasta amplamente desta condição ideal diz respeito à proteção de sistemas de longa distância compensados por capacitores série. Neste caso, os sinais de tensão e de corrente contêm componentes CC unidirecional amortecida e de frequência subsíncrona de amplitudes relativamente elevadas durante o intervalo da falta. Estas componentes anômalas envolvidas na medição poderão retardar excessivamente a velocidade de convergência do algoritmo TDF padrão. Diferentemente de “um ciclo pós-falta” dos casos ideais, o TDF padrão precisará, neste caso, de cerca de 5 a 10 ciclos pós-falta (para a componente CC) e de 10 a 20 ciclos pós-falta (para a componente subsíncrona) para determinar a componente de frequência fundamental convergente. A convergência lenta irá reduzir sensivelmente a exatidão e o tempo de resposta do localizador da falta. Tentando superar as dificuldades referidas, os autores propõem um novo Filtro de Fourier para aplicação à proteção de

linhas de transmissão compensadas, com proposta de determinação da amplitude da componente de frequência fundamental de forma convergente após processamento de uma “quantidade de dados de 2 a 3.5 ciclos pós-falta”, mesmo quando as componentes CC e subsíncrona estiverem presentes na medição. Os efeitos da resolução do conversor A/D e do filtro “passa baixa” são também considerados na pesquisa. Como o algoritmo proposto efetivamente suprime todas as componentes de frequências diferentes da síncrona, não apenas o cálculo da componente de frequência fundamental, mas também os cálculos para localização de falta podem ser realizados de forma muito rápida. Dados gerados pelo programa EMTP para uma linha de transmissão compensada de 300km, 345kV, foram utilizados para teste do desempenho do algoritmo proposto. Os casos de teste incluem diferentes tipos e localizações das faltas, faltas com resistência de arco, aplicação das mesmas a diferentes ângulos de fase, etc. Resultados da simulação indicam que o algoritmo proposto pode atingir até 99,95% de exatidão na maioria dos casos testados.

Saha e outros em [15] apresentam um esquema de proteção de alta velocidade para curtos monofásicos e multi-fase em linhas de EAT. O esquema utiliza um sistema de proteção de distância e uma combinação de algoritmos de ação rápida, de tal forma que os efeitos da presença eventual de capacitores série no loop de falta são reconhecidos e utilizados para promover a operação correta da proteção também neste caso. O algoritmo de ação rápida que minimiza o tempo de falta em caso de curto fase-terra atua em tempo inferior a meio ciclo e é apresentado em detalhe no artigo. É mencionado que a proteção pode cobrir até 70% da reatância total de seqüência positiva não compensada, isto em situação de resistência de falta reduzida. A constatação de resistências de falta relativamente maiores pode resultar na redução do alcance da proteção.

Na referência [16], os autores apresentam, de forma detalhada, um algoritmo rápido e robusto para aplicação à proteção de linhas de transmissão compensadas por capacitores série. O algoritmo definido aplica diferentes técnicas modernas mas se apóia nas medições de impedância na frequência fundamental como nos esquemas clássicos de proteção.

Diversas simulações realizadas com apoio do programa EMTP indicam que a ação do algoritmo é bastante confiável, com tempo médio de operação abaixo de 3/4 do

ciclo da frequência fundamental. As simulações indicam ainda que apenas pequenas modificações do algoritmo necessitam ser implementadas quando altera-se o grau de compensação série e sua localização. Exemplo de aplicação é apresentado para uma linha de transmissão de 400kV, 300 km, indicando alta velocidade na detecção da falta.

A referência [17] mostra apresenta um método relativamente complexo para remoção da componente unidirecional em sinais não-senoidais gerados pelos sistemas de potência. É observado que na medição digital de potência e em aplicações a sistemas digitais de proteção, alguns sinais indesejáveis, tais como componentes CC e outros sinais não-periódicos com queda exponencial, devem ser filtrados para que se possa obter grande precisão nas medições de tensão e corrente. Os autores propõem um algoritmo para estimação das amplitudes e ângulos de fase dos sinais de tensão não-senoidais através da remoção das componentes CC, empregando uma diferenciação numérica central com 11 pontos e a Transformada Discreta de Fourier (TDF). A Transformada Discreta “Wavelet” de ondulação é utilizada para estimar a constante de tempo de sinais não periódicos e a diferenciação numérica usada para remover as componentes CC e para estimar as amplitudes e ângulos de fase dos sinais não-senoidais gerados pelos sistemas elétricos. Os autores argumentam que enquanto alguns algoritmos tradicionais realizam a extração da componente senoidal em tempo relativamente longo para sinais não senoidais com componentes unidirecionais exponenciais, os resultados de simulação realizada a partir de um estudo exemplo realizado em MATLAB demonstram aplicação com precisão e rapidez à proteção e medição digitais, com extração da componente fundamental realizada em um quarto de ciclo quando o sinal em exame é puramente senoidal e em um ciclo mais um quarto de ciclo para sinais não senoidais. Como restrição à qualidade dos resultados obtidos está o fato que o sinal proposto é definido como uma composição de um sinal constante, mais uma componente unidirecional exponencial e mais três senóides de amplitudes constantes e frequências harmônicas fundamental, de segundo e de terceiro harmônico. Sinais resultantes da simulação do desempenho transitório de um sistema elétrico real não foram analisados no trabalho.

A referência [18] apresenta um algoritmo rápido para remoção da componente unidirecional e dos harmônicos das formas de onda dos sinais de entrada de tensão e corrente dos relés de proteção. É observado que nos projetos de proteção de sistemas elétricos, a Transformada Discreta de Fourier para meio Ciclo (HCDFT) se constitui no

algoritmo mais largamente utilizado para determinação rápida da componente de frequência fundamental. Entretanto, componentes anômalas sub-harmônicas e unidirecionais envolvidas nas medições poderão retardar o processo de convergência do algoritmo padrão HCDFT. Para solucionar esta questão e permitir resposta rápida, o trabalho apresenta um novo algoritmo que combina as características de um filtro construtivo “band-pass” e o HCDFT. Os autores observam que o algoritmo proposto suprime efetivamente as componentes indesejáveis e permite que a determinação da amplitude e da fase da componente de frequência fundamental seja feita de forma precisa e rápida, requerendo, para isso, somente meio ciclo de janela de dados. O desempenho do algoritmo é verificado através de diversas simulações realizadas com apoio do EMTP.

A referência [19] apresenta um novo algoritmo de estimação de fasor de meio ciclo considerando que eles são requeridos para filtrar componentes indesejáveis presentes nos sinais de entrada e para reter somente as componentes de interesse. Dentre as componentes a serem removidas estão os harmônicos da frequência fundamental e a componente CC unidirecional de queda exponencial que afetam sobremaneira a precisão e a velocidade de convergência dos algoritmos de cálculo de fasor. Este trabalho apresenta uma nova técnica que efetivamente remove as componentes harmônicas e a componente unidirecional exponencial presentes nos sinais de entrada, dentro de meio ciclo da frequência do sistema elétrico. Isso é alcançado por meio de um simples procedimento de computação utilizando três tabelas de consulta off-line. O algoritmo proposto foi testado para uma grande variedade de sinais visando avaliar seu desempenho. Seu desempenho foi também comparado com dois dos mais populares algoritmos de cálculo de fasor para janela de meio ciclo: o algoritmo dos erros mínimos quadráticos e uma forma do algoritmo de Fourier. Os resultados de testes demonstram que o algoritmo de proteção proposto tem convergência mais rápida e maior precisão quando comparado aos algoritmos acima referidos. Os resultados também indicam que o algoritmo proposto converge para o seu valor final dentro de meio ciclo da frequência do sistema elétrico, em comparação aos outros dois algoritmos, os quais levam mais de meio ciclo para convergirem, quando a componente unidirecional está presente na entrada.

1.2 OBJETIVO

O objetivo deste trabalho é apresentar e discutir os principais fatores que afetam o desempenho de um sistema de proteção de distância aplicado a linhas de transmissão vistas como parte integrante dos sistemas de potência de alta tensão e extra-alta-tensão, com foco nos diversos efeitos que interferem na medição precisa da impedância das linhas, desde o ponto de localização da proteção até o ponto de falta.

Para dar suporte a esta discussão, um sistema de potência, com modelagem trifásica equilibrada, em coordenadas de fase, composto por dois circuitos de transmissão singelos interligados, com equivalentes de curto-circuito em seus terminais, é representado no programa MATLAB a partir da chamada de rotinas específicas disponíveis para representação de cada um de seus elementos. Compensação série é considerada como parte integrante do sistema de transmissão.

Relativamente ao sistema de proteção de distância considerado, os mesmos modelos apresentados em [20] foram utilizados tanto na representação analógica dos transformadores de corrente, dos transformadores de potencial, dos divisores de potencial capacitivo e dos filtros de Butterworth dos dois canais de tensão e corrente. Entretanto, diferentemente de [20] onde todo o sistema de proteção foi representado em programa computacional escrito em linguagem FORTRAN, no presente trabalho a modelagem do sistema de proteção foi implementada diretamente em ambiente MATLAB também para aproveitar outras facilidade disponibilizadas ao usuário por este programa.

Assim, enquanto em [20] as simulações dos diversos tipos de curto-circuito no sistema de potência com o programa MATLAB desprezaram o efeito da presença do sistema de proteção e o consumo de energia a ele associado, sendo as correntes e tensões desenvolvidas no sistema de potência obtidas e armazenadas para processamento posterior das simulações de desempenho da proteção, no presente trabalho o acoplamento entre os dois sistemas é considerado a partir da representação conjunta e simulação simultânea do desempenho do sistema global sistema de potência + sistema de proteção.

Em seguida, os fatores mais relevantes que podem perturbar o bom desempenho do sistema de proteção de distância são apresentados para, posteriormente, através de

um conjunto de simulações executadas com o programa MATLAB, se realizar a verificação dos efeitos produzidos. Soluções para alguns dos problemas verificados são indicadas em paralelo com a apresentação dos resultados das simulações.

1.3 ESTRUTURA DO TEXTO

Para apresentar todos os aspectos indicados anteriormente, a dissertação de mestrado foi organizada em seis capítulos.

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

No capítulo 2 as características inerentes a algumas funções de distância tradicionais são apresentadas juntamente com os ajustes que devem ser fixados sempre com o intuito de reduzir as margens de subalcance e sobrealcance normalmente selecionadas em cada uma das zonas de proteção. A questão da operação sob falta na zona reversa é também analisada, bem como a necessidade do canal de comunicação entre os terminais e os benefícios advindos de sua utilização.

No capítulo 3 são apresentadas informações sobre as características, vantagens e desvantagens da proteção de distância quando comparada à proteção tradicional de sobrecorrente e à proteção diferencial, esta última sendo considerada unitária, ou seja, cobrindo toda a extensão do sistema protegido sem qualquer margem de sobre ou subalcance. Outros efeitos de grande interesse como aqueles relacionados à aplicação de compensação série e às oscilações de potência são também discutidos.

O capítulo 4 apresenta informações sobre a modelagem do sistema elétrico analisado, as ferramentas utilizadas, dificuldades encontradas e a metodologia das simulações.

No capítulo 5 são apresentados resultados de simulação de diversos casos de curto-circuito de forma a ressaltar uma série de dificuldades enfrentadas pela proteção de distância e de forma a garantir seu bom funcionamento sob as diferentes condições apresentadas. O desempenho de alguns algoritmos de proteção é avaliado e alguns

INTRODUÇÃO

efeitos importantes que interferem na avaliação da impedância vista pelo relé de proteção, tais como a resistência de arco, carregamento do sistema de transmissão, instante de falta, saturação dos transformadores de corrente, presença de componentes subsíncronas e adoção da polarização cruzada, são discutidos. Comentários relativos à solução de tais problemas são também apresentados.

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

2 CARACTERÍSTICAS ESPECIAIS E AJUSTES DA PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA

Os relés de distância são utilizados, de forma geral, para a proteção de sistemas de transmissão e distribuição. A denominação relé de distância reconhecendo que o sistema de proteção deve atuar para defeitos dentro do trecho sob proteção quando a distância entre o relé e o ponto de falta é inferior ao ajuste fixado na parametrização do mesmo.

A distância acima referida é, idealmente, para ser medida em termos da impedância de seqüência positiva do circuito sob falta, desde o ponto de localização da proteção até o ponto de falta, conforme Figura 1, supondo falta sólida, sem resistência de arco. Pode ser considerado que esta impedância varia linearmente com a distância até o ponto de falta.

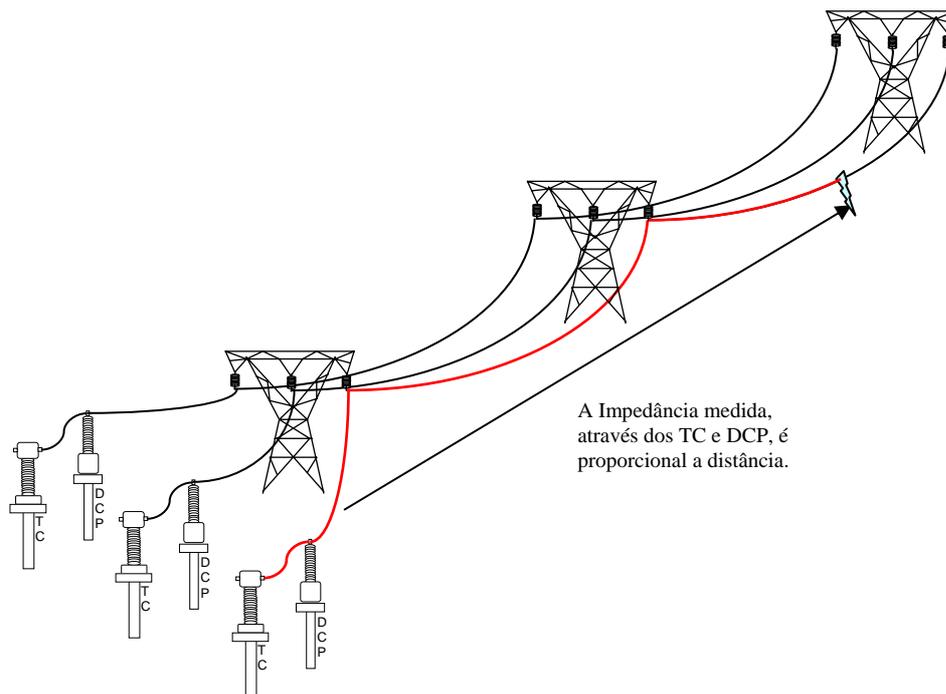


Figura 1 - Esquema mostrando a impedância que deve ser medida para uma falta fase-terra na fase A.

Antes da ocorrência da falta, a medição de impedância do sistema de proteção, dada pela relação entre a tensão e a corrente de saída dos transformadores de potencial e de corrente fornece valor maior que a impedância da linha, a diferença refletindo um

valor de impedância representativo da carga ou do carregamento do sistema de transmissão. Com a aplicação da falta envolvendo uma fração da extensão da linha e de sua impedância de seqüência positiva, uma impedância total igual à impedância do restante da linha somada à impedância de carga é curto-circuitada, de forma que a proteção passa a medir, também, a mesma fração da impedância total de seqüência positiva da linha. Portanto, se fizermos o relé comparar a impedância por ele medida com a impedância total da linha, uma ordem para abertura de disjuntor pode ser dada sempre que a impedância medida pela proteção for inferior à impedância total da linha. Na verdade, considerando que os sinais aplicados à proteção são derivados das saídas dos enrolamentos secundários dos transformadores de potencial e de corrente, a impedância da linha Z_L deve ser refletida, através das relações de transformação destes instrumentos, a seus enrolamentos secundários e a seguinte expressão utilizada para definir a operação ou não do sistema de proteção:

$$Z_R = V_{TP} / I_{TC} < Z_L \cdot RTC / RTP \quad (1)$$

Esta relação materializa, portanto, o objetivo do relé de distância em proteger um determinado circuito de transmissão até 100% de sua extensão. Considerando, entretanto, os erros existentes nas relações de transformação dos TC's e TP's, as imprecisões associadas à medição da impedância de seqüência positiva da linha e outros efeitos como a presença de corrente unidirecional na resposta de corrente dos TC's, como a possibilidade de componentes subsíncronas nas correntes e tensões e, ainda, a possível presença de arco elétrico durante os curto-circuitos com adição de resistência (em paralelo com a impedância de carga) aos circuitos formados pelas fases sob falta, é inevitável a necessidade de redução do alcance da proteção em relação ao referencial de 100%, em extensão tal que englobe o efeito de todos os fatores acima referidos e impeça a operação da proteção do circuito de transmissão para defeitos que ocorram após o final do circuito referido. Estes defeitos devem ser eliminados pela proteção do circuito subsequente. Alcances da ordem de 80 a 90% da extensão do circuito a ser protegido pela proteção de distância são normalmente fixados mas, se julgado necessário, reduções no alcance superiores a 20% podem ser cogitadas.

2.1 RELÉ DE IMPEDÂNCIA

O relé de impedância opera para valores de impedância menores que um valor pré-determinado. O relé de impedância não é direcional uma vez que não distingue a direção da impedância e opera para impedâncias nos quatro quadrantes, como mostrado na Figura 2.

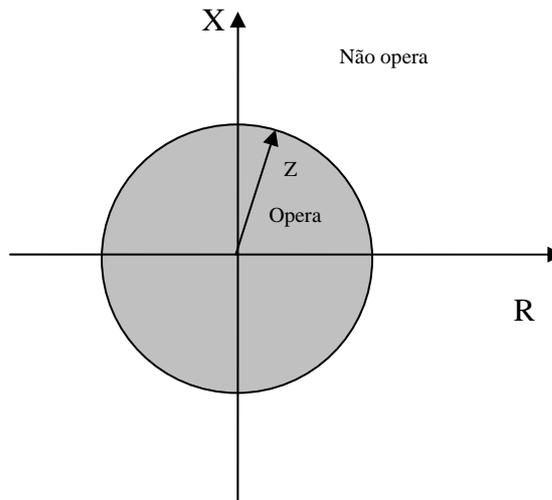


Figura 2 Relé de impedância

2.2 RELÉ DE REATÂNCIA

O relé de reatância não é direcional e sua área de operação no diagrama R-X é praticamente infinita, ou seja, é suscetível a operar para condições de carga. Sua maior virtude é a imunidade às resistências de falta, como pode ser visto na Figura 3 e na Figura 4.

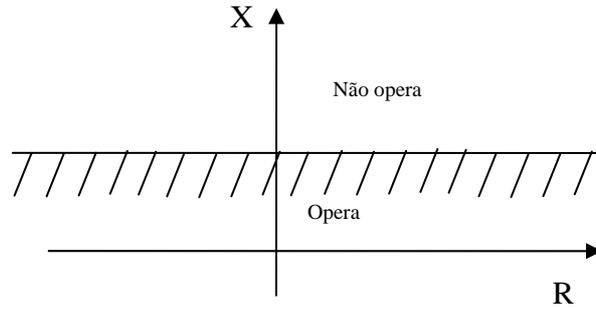


Figura 3 - Relé de reatância

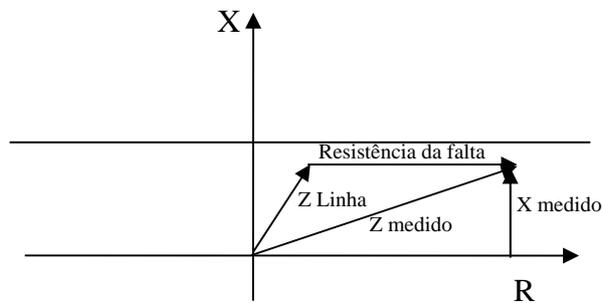


Figura 4 - Relé de reatância com alta resistência de falta

2.3 RELÉ MHO

O relé de admitância é naturalmente direcional e abrange uma área que passa pela origem e com uma inclinação determinada pela impedância da linha que se quer proteger, como mostrado na Figura 5. Algumas alterações desta característica podem ser promovidas, entre uma delas uma maior inclinação de maneira a permitir a operação para maiores resistências de falta, com mostrado na Figura 6.

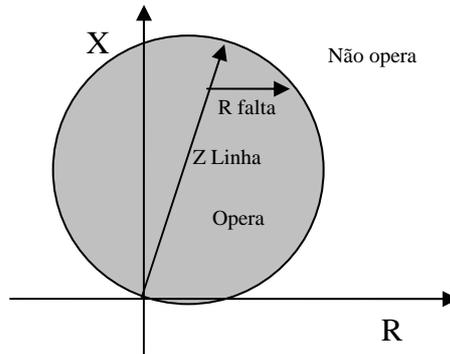


Figura 5 - Relé mho

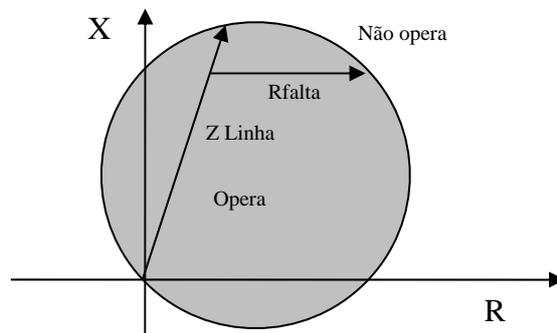


Figura 6 - Relé mho deslocado para acomodar maior resistência de falta

2.4 RELÉ MHO COM POLARIZAÇÃO CRUZADA

A característica convencional tipo mho associada à proteção de distância passa pela origem do diagrama R-X, o que dificulta a operação para faltas nas proximidades do barramento onde a proteção está localizada, já que tanto para faltas internas como externas, é difícil distinguir a localização da falta e uma operação indevida pode acontecer. Quando o relé em exame é do tipo eletromecânico, seu conjugado desenvolvido pode ser insuficiente para resultar na operação da proteção, enquanto que quando a proteção é digital, a possível não operação pode ser atribuída aos erros de medição da amplitude e fase da componente fundamental, à presença agora importante de outras componentes em frequências diferentes da fundamental, etc.

Já que é possível ainda a operação da proteção para faltas externas próximas à origem do plano R-X (a montante da proteção), é necessário distinguir as faltas internas das externas com apropriada seletividade.

A polarização cruzada utiliza um percentual da tensão das fases sãs rebatida para

apresentar o mesmo ângulo de fase que a tensão da fase de falta exibida na condição pré-falta. Esse efeito de contribuição permite que a impedância vista fique maior que a real para faltas internas e bem negativa para faltas externas. Para o caso de uma falta BC na origem, a unidade de proteção de fase BC pode ter como grandeza utilizada para polarização a tensão da fase A ou até a tensão CA, uma vez que estas não se anulam quando da ocorrência de uma falta BC. A Figura 7 mostra a polarização feita para uma falta AN, onde se utiliza a tensão BC.

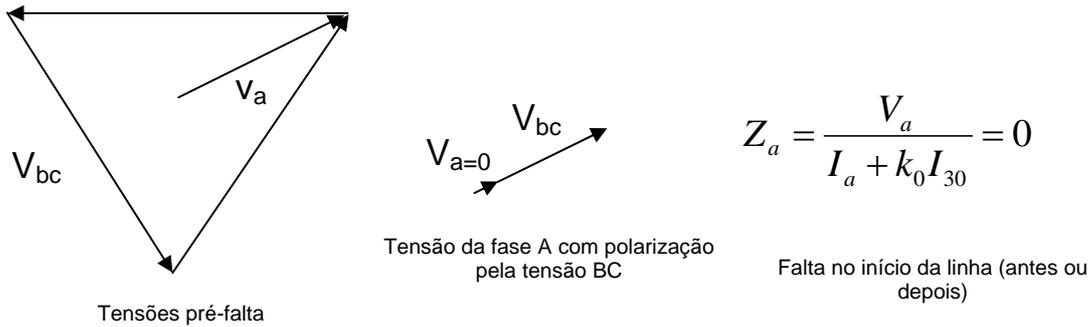


Figura 7 Polarização cruzada da fase A com tensão BC

A polarização cruzada não resolve o problema para faltas trifásicas na origem devido ao fato de todas as tensões fase-fase e fase-neutro se anularem. Este problema pode ser resolvido com a aplicação da polarização cruzada utilizando outras grandezas que não as tensões fase-neutro ou fase-fase ou mesmo a aplicação de memória pré-falta.

A tabela abaixo apresenta a polarização que foi utilizada neste trabalho para verificar o efeito de sua implementação durante as faltas localizadas nas vizinhanças do ponto de localização da proteção (início da linha protegida).

Loop de falta	Tensão de entrada	Corrente de entrada	Impedância monitorada
---------------	-------------------	---------------------	-----------------------

AN	$0,85 \cdot V_a + 0,15 \cdot i \cdot \frac{(V_b - V_c)}{\sqrt{3}}$	I_a	$\frac{0,85 \cdot V_a + 0,15 \cdot i \cdot \frac{(V_b - V_c)}{\sqrt{3}}}{I_a + k_0 I_{30}}$
BN	$0,85 \cdot V_b + 0,15 \cdot i \cdot \frac{(V_c - V_a)}{\sqrt{3}}$	I_b	$\frac{0,85 \cdot V_b + 0,15 \cdot i \cdot \frac{(V_c - V_a)}{\sqrt{3}}}{I_b + k_0 I_{30}}$
CN	$0,85 \cdot V_c + 0,15 \cdot i \cdot \frac{(V_a - V_b)}{\sqrt{3}}$	I_c	$\frac{0,85 \cdot V_c + 0,15 \cdot i \cdot \frac{(V_a - V_b)}{\sqrt{3}}}{I_c + k_0 I_{30}}$
AB	$0,85 \cdot (V_a - V_b) - 0,15 \cdot \sqrt{3} \cdot i$	$I_a - I_b$	$\frac{0,85 \cdot (V_a - V_b) - 0,15 \cdot \sqrt{3} \cdot i \cdot V_c}{I_a - I_b}$
BC	$0,85 \cdot (V_b - V_c) - 0,15 \cdot \sqrt{3} \cdot i$	$I_b - I_c$	$\frac{0,85 \cdot (V_b - V_c) - 0,15 \cdot \sqrt{3} \cdot i \cdot V_a}{I_b - I_c}$
CA	$0,85 \cdot (V_c - V_a) - 0,15 \cdot \sqrt{3} \cdot i$	$I_c - I_a$	$\frac{0,85 \cdot (V_c - V_a) - 0,15 \cdot \sqrt{3} \cdot i \cdot V_b}{I_c - I_a}$

Tabela 1 - Loops de falta com polarização cruzada

2.5 AJUSTE DA PRIMEIRA ZONA

Para linhas não compensadas, a finalidade da proteção de primeira zona é realizar proteção instantânea da linha de tal forma que o barramento remoto não seja alcançado. Na prática, costuma-se colocar este relé com um alcance da ordem de 80 a 90% da impedância da linha de maneira que não alcance o barramento remoto quando das faltas com as maiores resistências de falta previstas, todos os instantes de falta e associadas a todos os carregamentos.

Eventualmente, um sinal de transferência de abertura é enviado para o terminal remoto quando há total certeza que a falta foi interna.

Para linhas compensadas, o ajuste de 80 a 90% da linha faz com que o relé sobrealcance para faltas após os capacitores série. Isso se deve às elevadas compensações geralmente implementadas, da ordem de 25 a 75% da linha. Então, um ajuste correto deve levar em conta os efeitos do capacitor série presente no loop de falta, com margem para englobar o efeito devido aos transitórios da impedância até seu ponto

final de convergência, como indicado na Figura 8. Esse transitório é de determinação muito complexa. A alternativa é confiar nos ajustes sugeridos pelos manuais de fabricante, geralmente pouco elucidativos a respeito das técnicas e parametrizações aplicadas. Pode-se ainda lançar mão de um simulador que tenta retratar o sistema analisado com todas as velocidades de operação e ajustes dos capacitores série e equipamentos envolvidos. Desta maneira, pode ser levantada a característica do relé, com base em algumas dezenas de simulações que darão a certeza do comportamento do relé que se quer ajustar.

No caso estudado, o ajuste implementado na proteção da linha AB localizada em B pode ser para faltas até 80%, como antes sugerido. Isso se deve ao fato de não possuir capacitores série a jusante.

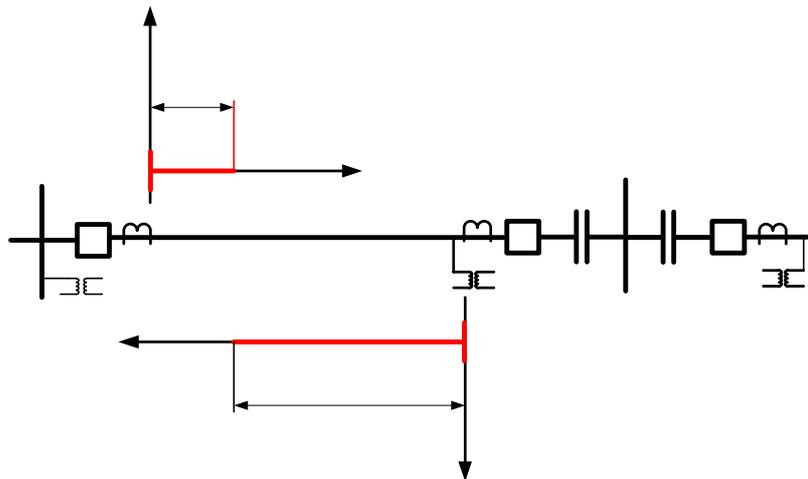


Figura 8 - Ajuste da primeira zona

2.6 AJUSTE DA SEGUNDA ZONA

A principal função dos relés de segunda zona é proteger o trecho restante da linha não protegida pela primeira zona. Assim, deve-se garantir que os relés de segunda zona alcancem, em todas as situações, o barramento remoto.

Uma segunda zona é geralmente implementada com uma temporização intencional para que haja coordenação das proteções em outros terminais e para que as linhas ou disjuntores mais próximos ao problema sejam abertos. Ela é usada, também,

sem temporização intencional e em conjunto com o a teleproteção para prover proteção instantânea para toda a linha. Por confiabilidade, pode ser usado um segundo relé de mesmo alcance para fazer o papel com a teleproteção.

Faz-se o alcance da segunda zona sempre superior a 110 ou 120% da impedância da linha. O limite superior para o alcance da segunda zona é dado pelo trecho de linha adjacente, de tal forma que não haja superposição de alcances, como pode ser visto na Figura 9, a seguir.

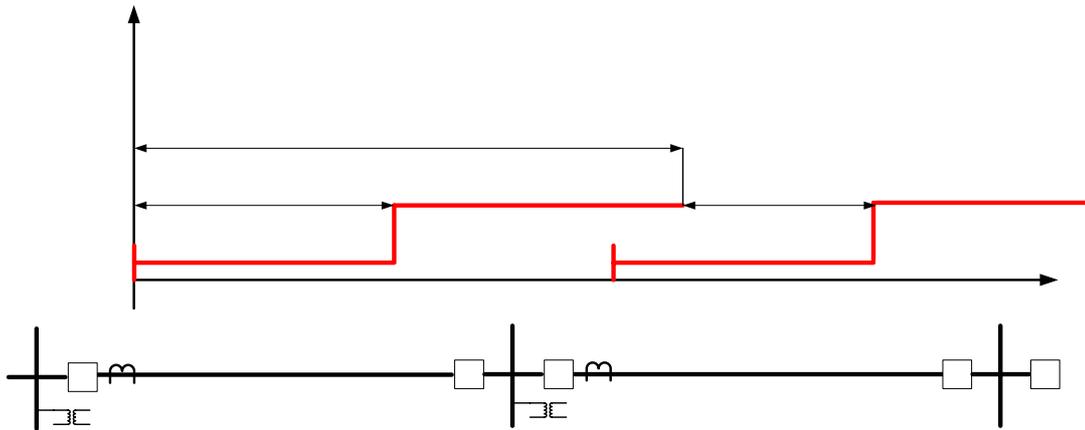


Figura 9 - Proteção de segunda zona

Sempre que possível, coordena-se os relés de segunda zona em série, conforme mostra na Figura 10, abaixo.

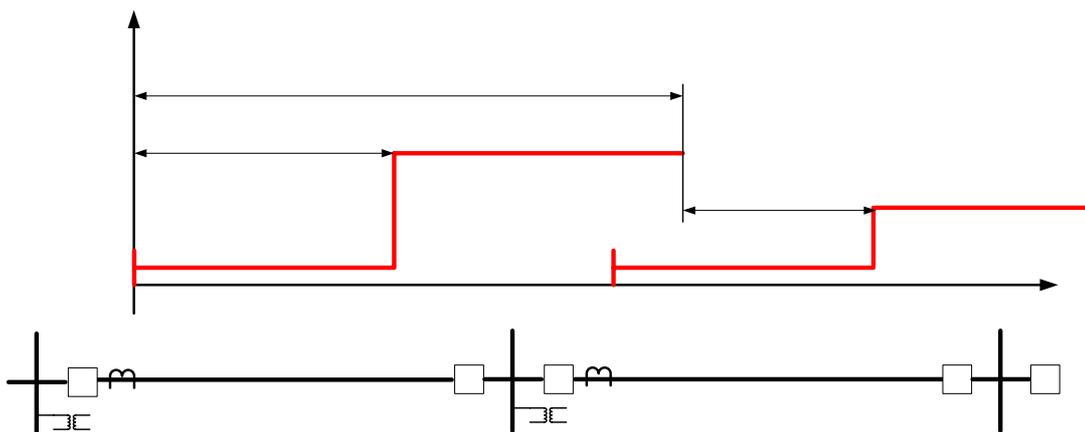


Figura 10 - Coordenação da proteção de segunda zona para linhas radiais

Esta coordenação, entretanto, só é possível em trechos radiais. Em sistemas em

Tempo

anéis, costuma-se colocar as temporizações de todos os relés de segunda zona iguais entre si.

2.7 AJUSTE DA TERCEIRA ZONA

Sua função é realizar a proteção de retaguarda remota, para o trecho de linha adjacente, conforme mostra na Figura 11, abaixo:

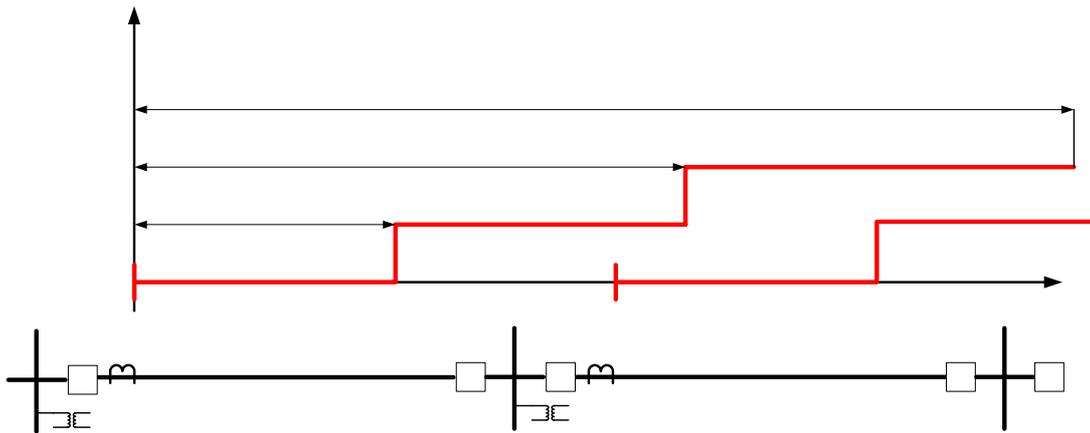


Figura 11 - Proteção de terceira zona

Pela Figura 11 vê-se que se deve garantir que o relé alcance, na pior situação, o barramento C. A grande dificuldade deste elemento de proteção é o inconveniente sob o ponto de vista de impedância equivalente da carga e oscilações.

Uma outra solução para a realização de proteção de retaguarda remota é instalá-lo não no primeiro disjuntor, como mostrado, mas sim no segundo disjuntor da mesma linha, com a utilização de um relé de 3ª zona reversa. Isto resultará num menor alcance para o relé de distância de terceira zona, reduzindo-se assim a tendência para a operação em oscilações e efeitos da proximidade de carga.

2.8 ZONA REVERSA E TELEPROTEÇÃO

A zona reversa é empregada quando se quer informar para a ponta remota que uma falta se estabeleceu para fora ou para dentro da linha. Esta informação pode ser dada na forma de bloqueio, desbloqueio ou permissivo de subalcançe, dependendo da filosofia da proteção. O canal para essa informação pode ser através de sistema carrier,

Tempo

microondas ou fibra óptica.

No caso da proteção de linhas compensadas, é muito usada a proteção de transferência permissiva de disparo com sobrealcance, dado pela proteção de segunda e/ou terceira zonas. Neste caso, só acontece a abertura dos terminais com atuação da segunda ou terceira zona e ao mesmo tempo recepção de sinal de transferência de disparo.

3 CARACTERÍSTICAS, VANTAGENS E DESVANTAGENS DA PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA

3.1 COMPARAÇÃO COM OUTRAS FORMAS DE PROTEÇÃO

A questão da seletividade, de grande importância para a proteção de distância, é considerada resolvida completamente para a proteção diferencial, mas esta apresenta, ainda, restrições quanto à extensão do circuito a ser protegido. Mesmo assim, em razão dos avanços tecnológicos associados aos sistemas de comunicação digital, aplicações da proteção diferencial para circuitos de transmissão até a extensão de 100 km já são encontradas. Acima desta extensão, entretanto, a proteção de distância tem presença praticamente absoluta. A se considerar que enquanto a proteção de distância lança mão de duas grandezas diferentes (tensão e corrente) medidas no mesmo ponto elétrico para viabilizar sua operação, a proteção diferencial utiliza apenas as correntes no início e no fim do elemento a ser protegido, o início e fim do circuito sendo definido pela posição de seus dois transformadores de corrente. O princípio de operação da proteção diferencial é baseado na formação da diferença entre as duas correntes referidas que pode ser aplicada a um relé de sobrecorrente que irá operar se esta corrente for maior que um certo valor de referência. Desta forma, podemos considerar que a proteção diferencial pode ser aplicada com absoluta seletividade, apenas atuando para defeitos dentro da região limitada pelos transformadores de corrente, se determinadas condições elétricas forem respeitadas. Problemas de saturação dos TC's resultam, ainda, na possibilidade de operação incorreta deste tipo de proteção para faltas fora da região de proteção, o que tem sido historicamente resolvido pela aplicação da proteção diferencial percentual. Esta forma de proteção apresenta condições naturais de aplicação à proteção de geradores, à proteção de transformadores, à proteção de unidades gerador – transformador e à proteção de barramentos, e é implementada sem maiores dificuldades já que os extremos dos enrolamentos a serem protegidos estão no mesmo local. É ainda aplicada a circuitos de transmissão, atualmente até cerca de 25 km utilizando circuitos a fio piloto e até cerca de 100km, utilizando comunicação digital via fibra ótica. Como questões que são, portanto, resolvidas de forma apropriada pela correta especificação da proteção diferencial, podemos citar o controle dos efeitos de saturação dos transformadores de corrente e o efeito das correntes capacitivas nas linhas de

transmissão que resulta em diferença entre as correntes em seus dois extremos.

Os relés de distância, por sua vez, são fundamentais para a proteção de sistemas de transmissão e sistemas de distribuição malhados, agindo como proteção principal para linhas aéreas e cabos e como proteção de retaguarda para barramentos, transformadores e alimentadores. Esta forma de proteção é, normalmente, muito mais seletiva que a proteção de sobrecorrente, apresentando-se muito pouco afetada pelas alterações nas impedâncias de curto-circuito das fontes de tensão equivalentes que podem ser estabelecidas nos terminais da transmissão sob análise e pelas condições de carga no momento da falta. Outra vantagem da proteção de distância é a disponibilidade da função de localização de falta, extremamente importante para permitir retorno mais rápido à operação normal do sistema de transmissão em caso de defeitos permanentes.

Apesar das qualidades acima referidas e exibidas pela proteção de distância, alguns fatores importantes devem ser entendidos e seus efeitos controlados para aplicação confiável desta função de proteção. Isto é discutido nos próximos itens e, ainda, no capítulo 5, através da apresentação de resultados de simulação executados com o apoio do programa MATLAB. As rotinas para representação da proteção foram todas implantadas no ambiente MATLAB.

3.2 PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA DIGITAL

As proteções de distância digitais são as únicas utilizadas nos novos projetos de sistemas de proteção, em razão de inúmeras vantagens em relação às proteções antigas eletomecânicas e estáticas. Entre elas, podemos citar:

- Automonitoramento (autodiagnóstico);
- Detecção e diagnóstico de faltas;
- Multifuncionalidade;
- Melhor exploração do potencial das funções de proteção;
- Permitem o desenvolvimento de novas funções e métodos de proteção;
- Compartilham dados através de redes de comunicação;
- Proporcionam melhor interface homem x máquina;
- Adaptação aos requisitos funcionais operativos;

- Transferem e recebem dados;
- Os custos estão baixando.

E as desvantagens são:

- Vida útil reduzida (10 a 15 anos), enquanto as proteções convencionais possuem vida longa (acima de 30 anos);
- O “hardware” dos relés digitais avança rapidamente, tornando-os obsoletos e sem peças de reposição;
- Interferências eletromagnéticas;

A proteção digital de sistemas elétricos de potência surgiu nas décadas de 60 e 70, quando vários pesquisadores desenvolveram diferentes algoritmos para relés de distância para proteção de linhas de transmissão. Porém, não foi muito utilizada naquela época devido ao alto custo dos processadores de sinal e à lentidão no processamento frente às necessidades de alta velocidade. Junto com as vantagens citadas acima e com o problema de processamento já ultrapassado, as proteções digitais se popularizam com grande rapidez e devem se firmar mais e mais no futuro.

Os recursos utilizados para implementar um relé de distância consistem nos comparadores e na disponibilidade dos sinais de tensão e de corrente. As informações de corrente e tensão estão disponíveis para o relé através dos transformadores de corrente (TC) e dos divisores capacitivos de potencial (DCP) instalados nas extremidades da linha que se quer proteger.

Os relés de distância digitais utilizam, geralmente, amostras das formas de onda de tensão e corrente das fases como parâmetros para definir sua operação. Essa informação chega ao relé de forma analógica e necessita ser tratada por filtros analógicos para retirar a grande quantidade de harmônicos envolvidos nas formas de onda durante a falta. Em seguida, o sistema digital seleciona as amostras que serão utilizadas nos cálculos da impedância vista, como o mínimo de distorção. Para o cálculo da impedância referida, são utilizados algoritmos digitais que lançam mão das amostras de tensão e corrente de entrada e são calculados os fasores representativos destas grandezas que serão utilizados para o cálculo das impedâncias a cada fração de ciclo de

onda fundamental, fração esta predefinida pelas velocidades de operação requeridas no projeto da proteção e pela capacidade de processamento do sinal amostrado.

Neste trabalho o algoritmo de filtragem digital utiliza 16 amostras por ciclo, o que quer dizer que a cada 1/16 do período fundamental os fasores tensão e corrente utilizados nos cálculos das impedâncias são atualizados e o valor da impedância vista é atualizado. A Figura 12 mostra o tratamento típico que deve ser dado aos sinais de entrada para se obter o sinal amostrado, multiplexado e convertido para digital para uso nos microprocessadores.

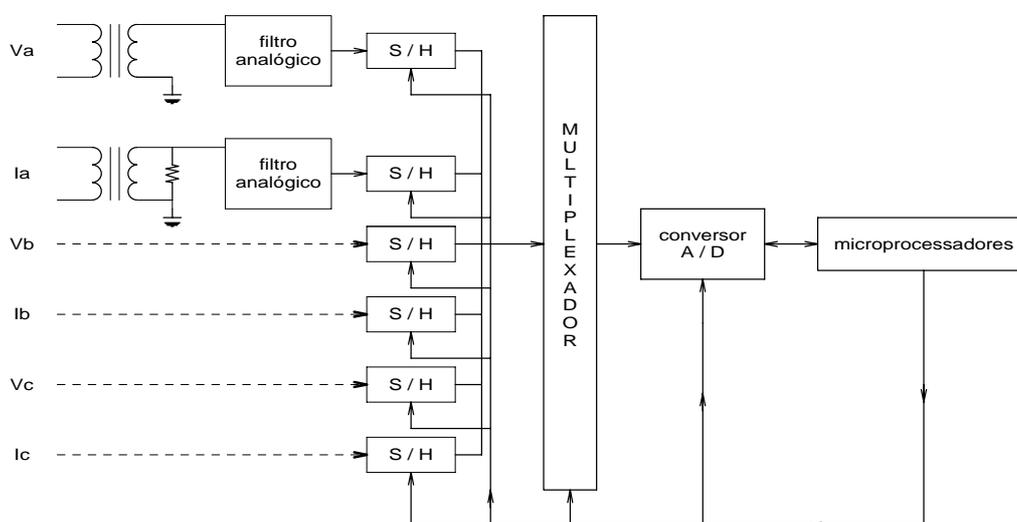


Figura 12- Hardware Padrão para um Sistema de Proteção Digital

Os sinais de tensão e corrente primários do sistema elétrico da Figura 12 entram nos transformadores de potencial e de corrente, respectivamente. Os sinais de corrente dos secundários dos TC's são convertidos em tensões através do uso de uma carga (burden) puramente resistiva, com o sinal de saída sendo obtido dos terminais desta carga, no caso deste trabalho de 1Ω , que faz 1A corresponder a 1V. Os sinais entram em filtros analógicos que retiram os harmônicos de alta frequência. Os circuitos sample & hold (S/H), definem de quanto em quanto tempo cada amostra de cada um dos sinais deve ser tomada, no caso deste trabalho 16 amostras por ciclo. O multiplexador intercala as amostras de amplitude em um único sinal que entra no conversor analógico/digital. Este conversor transforma as amplitudes dos sinais referidos acima em sinais binários que serão armazenados no microprocessador e usados para os cálculos dos

fasores de tensão e corrente pelos algoritmos sugeridos, bem como para a definição de todas as características de operação e multifuncionalidades.

Existem vários algoritmos digitais utilizados e sugeridos na literatura para filtragem e cálculo dos fasores de tensão e corrente, mas a grande maioria se baseia na Transformada Discreta de Fourier (TDF) ou em algumas variantes em torno dela. Normalmente, os cálculos executados por estes algoritmos são baseados em um, em meio e até em um quarto de ciclo. O algoritmo digital de um quarto de ciclo, apesar de ser mais rápido e operar com menores tempos, exige uma filtragem analógica prévia mais elaborada para deixá-lo livre dos harmônicos que não tem capacidade para filtrar.

Implementar um filtro digital com melhores características de filtragem é muito mais barato que um analógico. Isto exige uma avaliação das necessidades da proteção, levando em conta o custo/benefício e a real necessidade de se ter a operação em tempos tão pequenos. Foi observado que os algoritmos de meio e um quarto de ciclo deixam passar alguns harmônicos e até componentes aperiódicos exponenciais, fazendo com que os fasores calculados oscilem por muitos ciclos próximos ao ponto de impedância de falta real, o que prejudica uma proteção que exija que a impedância correta seja dada em poucos ciclos.

Este trabalho utilizou três algoritmos de um ciclo para cálculo dos fasores: Fourier, Coseno e Seno-Coseno. Estes algoritmos serão postos à prova no capítulo 5 e o Coseno, o melhor entre os três, foi usado nas investigações que se seguiram.

3.2.1 FILTROS DIGITAIS (ALGORITMOS)

A Figura 13 ilustra as operações associadas ao algoritmo padrão de Fourier para 1 ciclo, com a utilização de 16 amostras. Uma tabela com 16 pontos da função seno e 16 pontos da função coseno é formada, para os ângulos 0° , $22,5^{\circ}$, 45° , $67,5^{\circ}$, ... , $337,5^{\circ}$. A cada instante de observação da janela de amostragem dos pontos (indicados por x) do sinal em consideração (tensão ou corrente), estas 16 amostras são somadas algebricamente, depois de ponderadas (multiplicadas) pelos pontos referidos acima das funções seno e coseno já anteriormente armazenadas na tabela. O instante de aquisição da última amostra é considerado como sendo o instante de referência para os cálculos. Para o próximo instante, uma nova amostra é incorporada ao grupo de 16 pontos,

enquanto a amostra mais antiga é descartada.

O algoritmo de Fourier acumula, portanto, os produtos dos valores das amostras pela função coseno em V_X e o produto das amostras pela função seno em V_Y , no período atual de t_0 até $t_0 + T$. Em seguida, a amplitude e a fase da componente fundamental do sinal sob exame são determinadas por:

$$V_1 = \sqrt{V_X^2 + V_Y^2} \quad \theta_V = a \tan(-V_Y / V_X) \quad (2)$$

$$\dot{V}_1 = V_1 \angle \theta_V \quad (3)$$

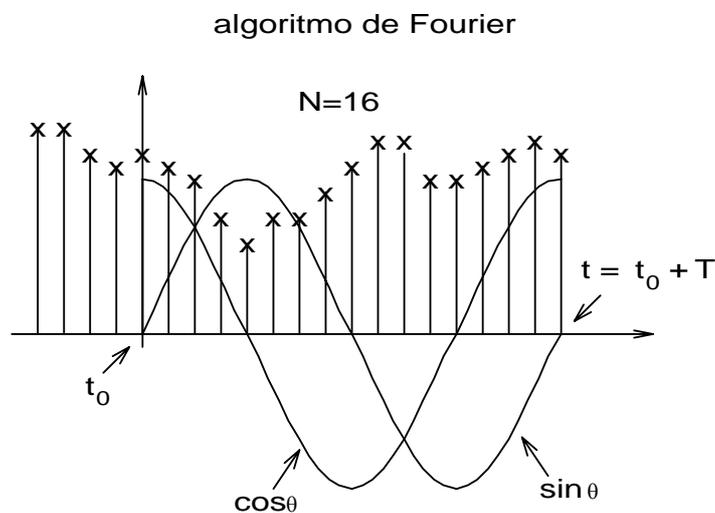


Figura 13 - Amostras e função seno e coseno para cálculos no algoritmo de Fourier de 1 ciclo.
Instante atual = $t_0 + T$

A Figura 14 ilustra as operações associadas a um segundo algoritmo, o denominado algoritmo coseno para 1 ciclo, com a utilização de 16 amostras. Este algoritmo pode ser considerado como uma adaptação do algoritmo de Fourier e que, portanto, também lança mão da tabela mas apenas com os 16 pontos da função coseno. Como indicado na Figura 14, as amostras de t_0 a $t_0 + T$ são combinadas apenas com os pontos da função coseno. A combinação das amostras com a função seno é substituída pela combinação das amostras novamente com os valores da função coseno, mas com um detalhe importante. O conjunto de amostras que é processado não é aquele de t_0 a $t_0 + T$, mas aquele com um recuo de 90 graus, ou seja, neste caso com um recuo de 4 amostras, de $t_0 - T/4$ a $t_0 + 3T/4$.

O algoritmo Coseno acumula, portanto, os produtos dos valores das amostras t_0 a $t_0 + T$ pela função coseno em V_x e o produto das amostras de $t_0 - T/4$ a $t_0 + 3T/4$ novamente pela função coseno em V_y . Agora, a amplitude e a fase da componente fundamental do sinal sob exame são determinadas por:

$$V_1 = \sqrt{V_x^2 + V_y^2} \qquad \theta_v = a \tan(+V_y / V_x) \qquad (4)$$

$$\dot{V}_1 = V_1 \angle \theta_v \qquad (5)$$

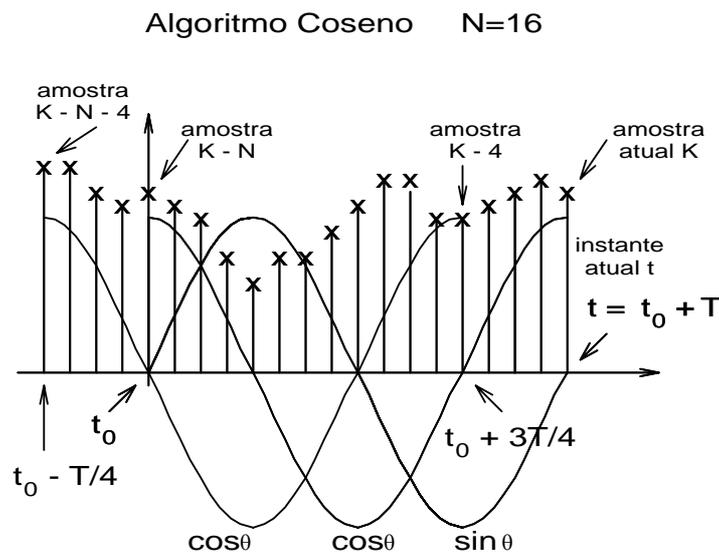


Figura 14 - Amostras e função coseno para cálculos no Algoritmo Coseno de 1 ciclo. Instante atual $= t_0 + T$

No algoritmo Seno, o mesmo procedimento é tomado, considerando-se V_y da mesma forma como no algoritmo de Fourier determinado pelos produtos dos valores das amostras de t_0 a $t_0 + T$ pelos valores armazenados na tabela para a função seno e os produtos dos valores das amostras do período $t_0 - T/4$ a $t_0 + 3T/4$ novamente pelos valores da tabela para a função seno em V_x .

3.3 CÁLCULO DAS MALHAS (LOOPS) DE FALTA

Se acontecer uma falta em um ponto de uma linha de transmissão radial sem resistência de falta e se desprezarmos os acoplamentos e capacitâncias, as impedâncias

CARACTERÍSTICAS, VANTAGENS E DESVANTAGENS DA PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA

do trecho em falta serão calculadas facilmente para os vários tipos de falta com o uso dos circuitos de seqüências nas malhas formadas. Se uma falta desse tipo acontece, basta se ter acesso às tensões e correntes do terminal e com a devida manipulação se obtém as impedâncias dos trechos sem grandes erros. Existe literatura vasta sobre o calculo dos loops de falta.

As malhas para cobrir todos os casos de faltas são no total de seis: AN, BN, CN, AB, BC e CA. Essas malhas de falta são calculadas a partir da barra onde estão instalados os TC's e DCP's até a localização da falta, o que engloba uma porcentagem da linha e, na grande maioria, uma resistência de falta em série. Esta resistência pode mascarar um pouco a impedância vista pelo relé e violar uma das premissas: resistência zero. Será visto, logo à frente, sua influência sobre os cálculos das impedâncias vistas. A 0 abaixo mostra todos os loops que devem ser calculados e monitorados.

Loop de falta	Tensão de entrada	Corrente de entrada	Impedância monitorada
AN	V_a	I_a	$\frac{V_a}{I_a + k_0 I_{30}}$
BN	V_b	I_b	$\frac{V_b}{I_b + k_0 I_{30}}$
CN	V_c	I_c	$\frac{V_c}{I_c + k_0 I_{30}}$
AB	$V_a - V_b$	$I_a - I_b$	$\frac{V_a - V_b}{I_a - I_b}$
BC	$V_b - V_c$	$I_b - I_c$	$\frac{V_b - V_c}{I_b - I_c}$
CA	$V_c - V_a$	$I_c - I_a$	$\frac{V_c - V_a}{I_c - I_a}$

Tabela 1 - Valores de tensão e corrente utilizados no cálculo das impedâncias dos loops de falta e equações para cálculo das impedâncias.

$$\text{onde, } k_0 = \frac{Z_{L_0} - Z_{L_1}}{3 \cdot Z_{L_1}} \quad (6)$$

Z_{L_0} = Impedância de seqüência zero da linha

Z_{L_1} = Impedância de seqüência positiva da linha

$$I_{30} = I_a + I_b + I_c = \text{Corrente residual na barra onde está instalado o relé}$$

3.4 DIAGRAMA R-X

As diferentes impedâncias das malhas de falta durante um curto-circuito podem ser melhor observadas utilizando-se o diagrama R-X da Figura 15. Esse diagrama se constitui em ferramenta apropriada para análise das proteções de distância. Com ele, podem ser apreciados tanto os valores de impedância estáticos quanto os dinâmicos, esses últimos importantes para que não ocorram operações indevidas da proteção, pois, apesar de uma determinada unidade de proteção que não esteja envolvida com um determinado defeito apresentar normalmente impedâncias de falta fora de sua característica, a trajetória desta impedância desde à condição inicial de carga até à condição final de falta pode cruzar, eventualmente, por dentro de alguma característica de operação e resultar na operação indevida da proteção. Com o apoio do diagrama R-X, os valores de resistência de falta que se apresentam podem ser observados bem como quanta resistência de falta pode ser acomodada para uma dada característica de operação do relé sob exame. Os efeitos do carregamento pré-falta e do instante de falta no sentido de modificar o caminho dinâmico até o ponto final da impedância da malha de falta podem também ser observados no plano R-X. O diagrama ajuda ainda a se mensurar a extensão entre as impedâncias de carga e de falta vistas por cada relé de fase ou de neutro, possibilitando evitar a operação indevida associada a eventuais condições de sobrecarga.

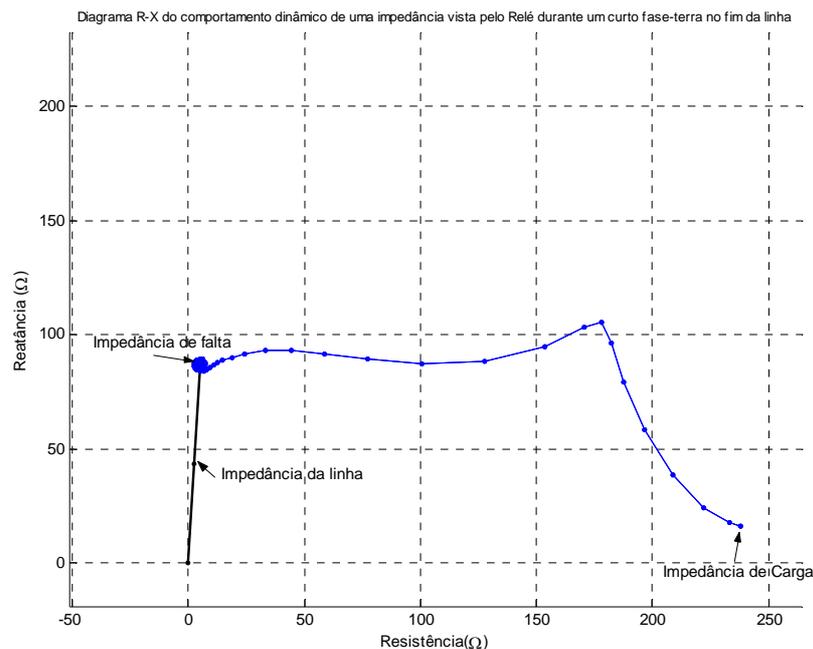


Figura 15- Diagrama R-X do comportamento dinâmico da impedância vista pelo relé de distância, em uma falta fase-terra no final da linha.

3.5 EFEITOS DA RESISTÊNCIA DE FALTA E DO CARREGAMENTO

As faltas ocorridas em uma linha de transmissão acontecem, geralmente, através de uma resistência de falta. Em casos raros é possível encontrar resistência quase zero. É o caso de uma equipe de manutenção esquecer o aterramento local ou uma queda de torre onde acontece o trançamento dos cabos. Então, em um bom cálculo de proteção de uma linha de transmissão temos que prever essas resistências e fazer os ajustes para que, na ocorrência de uma resistência de falta, a proteção possa operar até para casos de altas resistências. A resistência de falta pode ser composta por pelo menos uma dessas resistências:

- Resistência de arco,
- Resistência de pé de torre,
- Resistência de objetos.

A resistência de arco varia segundo:

- Velocidade do vento,
- Corrente de curto circuito

- Comprimento do arco

A resistência de pé torre varia segundo:

- Tipo de aterramento da torre com o solo,
- Característica de aterramento ente torre e cabos pára-raios.
- Tipo de solo,
- Época do ano (período seco ou chuvoso)

A resistência de objetos, nos casos de faltas, envolvem, geralmente, galhos de árvores.

Pelo que podemos ver, a resistência de falta é regida por fatores aleatórios e dependentes da natureza, o que torna a sua determinação muito complexa e empírica.

Uma grande parte das faltas em um sistema elétrico é devida ao escoamento de corrente através dos isoladores e gaps das torres, causadas por uma descarga atmosférica, ou por fadiga ou sujeira nos isoladores, que rompe o dielétrico e estabelece um arco. Esse arco possui uma resistência, onde chamamos de resistência de arco e que pode ser calculada pela fórmula de Warrington (7), abaixo:

$$R_{arco} = 28700 * (l_{arco} + 5 \cdot V \cdot t) \cdot (I_{arco})^{-1,4} \quad (7)$$

onde:

l_{arco} = Comprimento do arco (m);

I_{arco} = Corrente através do arco (A);

t = duração do arco (s)

V = velocidade do vento (m/s)

A resistência de arco não chega a perturbar apreciavelmente o processo de verificação do efeito da falta, pois se pode definir uma característica que acomode todas as resistências de arco sem grandes problemas. Geralmente, a resistência de pé de torre pode ser mais importante que a resistência de arco por possuir valores de resistência

geralmente bem maiores que as de arco.

A resistência de arco é um fator que, inserido em série com a impedância de falta da linha, leva naturalmente a um aumento da parte resistiva da impedância vista pelo relé de distância e, dependendo das quantidades envolvidas, pode resultar em subbalcance, conforme mostrado na Figura 16 abaixo.

Freqüentemente, o curto-circuito envolve a produção de arco elétrico que adiciona resistência (em paralelo com a impedância de carga) aos circuitos formados pelas fases sob falta. A situação indicada na Figura 16 diz respeito à uma condição de alimentação com fonte de alimentação em apenas um dos terminais, o terminal onde está alocada a proteção. Esta adição de resistência pode modificar o alcance do relé estabelecido pela expressão (1), de forma que a falta pode parecer ocorrer a uma distância maior, ou menor, do que realmente aconteceu, dependendo do carregamento pré-falta, efeito que será agora incluído na análise. Esta situação é agora analisada, sendo um dos fatores importantes até para uma possível revisão do alcance a ser associado à proteção de distância.

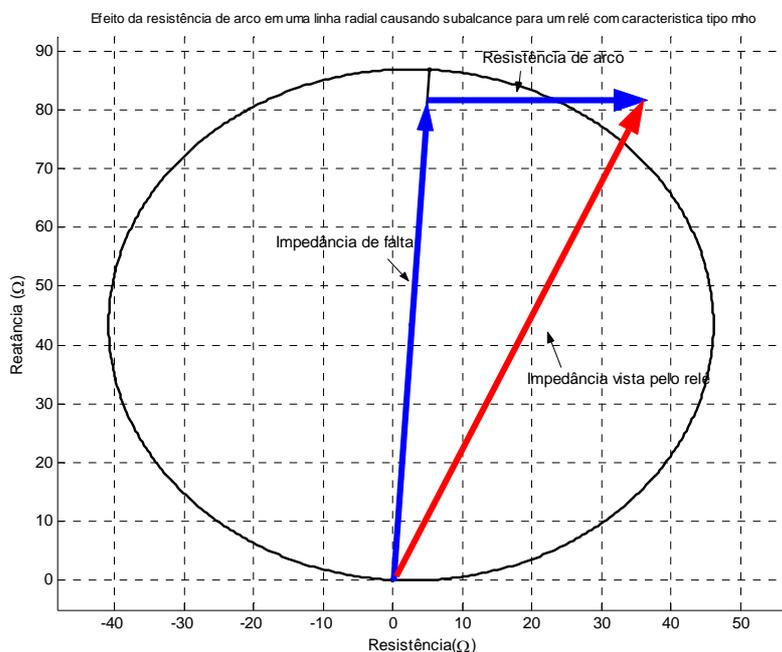


Figura 16- Efeito da resistência de arco em uma linha radial causando subbalcance para um relé com característica tipo mho.

Será considerado agora, para exemplificar, um curto-trifásico com resistência de

arco efetiva R_F ocorrendo nas três fases, do ponto de falta para a terra ao final de um sistema de transmissão de impedância de seqüência positiva Z_T , ligado às reatâncias de X_{S1} e X_{S2} representativas das impedâncias de curto circuito dos sistemas equivalentes nos dois terminais da transmissão referida. As tensões internas destas fontes serão representadas por E_1 e E_2 , de modo que o ângulo de carga δ positivo de E_1 indica uma condição pré-falta de transferência de potência do terminal 1 para o terminal 2, como indicado na Figura 17. Para maior facilidade, vamos desprezar o efeito da resistência R_T do sistema de transmissão, de modo que $Z_T = jX_T$. Pode-se, então, escrever:

$$\dot{E}_1 = E_1 \angle \delta \quad \dot{E}_2 = E_2 \angle 0^\circ \quad (8)$$

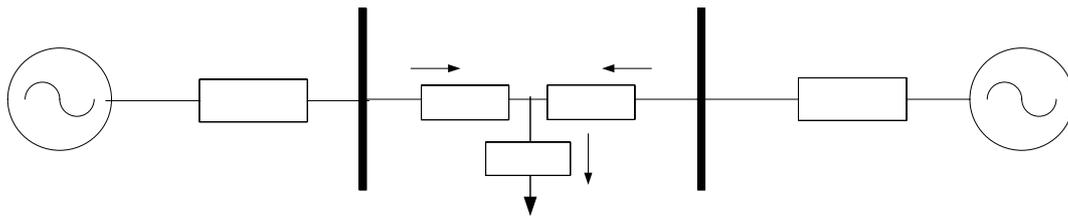


Figura 17 - Sistema de dupla alimentação

Sejam \dot{V}_1 e \dot{I}_1 as tensões e correntes observadas pelo sistema de proteção localizado no ponto 1, com observação dirigida de 1 para 2. Pode-se então, escrever, considerando k um número complexo, as seguintes expressões para a corrente no ponto de falta \dot{I}_F e para a tensão medida pelo sistema de proteção \dot{V}_1 :

$$\dot{I}_F = \dot{I}_1 + \dot{I}_2 = k \dot{I}_1 \quad (9) \quad \dot{V}_1 = jX_T \dot{I}_1 + R_F \dot{I}_F = (jX_T + kR_F) \dot{I}_1 \quad (10)$$

A impedância medida pelo sistema de proteção de distância, será, então, dada por:

$$Z_1 = \dot{V}_1 / \dot{I}_1 = jX_T + kR_F \quad (11)$$

Esta expressão mostra que o sistema de proteção de distância medirá a soma da impedância de seqüência positiva do sistema de transmissão $Z_T = jX_T$ com uma outra impedância kR_F e que terá parte real e imaginária já que k é um número complexo,

normalmente maior que 1 e dado por: $k = (\dot{I}_1 + \dot{I}_2) / \dot{I}_1 = |k| \angle \theta$

Como k apresentará ângulo de fase na faixa entre -90 a $+90$ graus, o termo representa adição de resistência de falta e adição (se θ positivo) ou subtração (se θ negativo) de reatância. Portanto, resulta para a impedância vista pelo sistema de proteção de distância:

$$Z_1 = \dot{V}_1 / \dot{I}_1 = jX_T + kR_F = jX_T + |k| R_F \cos \theta + j |k| R_F \sin \theta \quad (12)$$

Pode ser mostrado que a condição θ positivo, representativa de adição de reatância positiva ao termo X_T , ocorre na situação de importação de potência pré-falta pelo sistema de transmissão, ou seja, potência fluindo de 2 para 1. Da mesma forma, subtração de reatância ao termo X_T , ocorrerá quando de exportação de potência pré-falta pelo sistema de transmissão, ou seja, potência fluindo de 1 para 2. Portanto, cuidados para evitar as situações de sobre e subbalcance decorrentes da adição do termo $|k| R_F \sin \theta$ à reatância efetiva de seqüência positiva X_T devem ser tomados. O termo $|k| R_F \cos \theta$ representa adição de resistência positiva à resistência do sistema de transmissão.

Na determinação de k através da expressão 5 quando todas as resistências, exceto R_F , são desprezadas e se a tensão no ponto de falta $R_F I_F$ for considerada de amplitude pequena em relação às amplitudes de \dot{E}_1 e \dot{E}_2 , o ângulo de defasagem entre \dot{I}_1 e \dot{I}_2 será igual, aproximadamente, ao próprio ângulo de carga δ .

Enquanto a visualização do efeito da resistência de arco obtida pela análise acima é relativamente simples no caso do curto trifásico, para as demais faltas o procedimento deve ser o de recorrer às simulações computacionais. A considerar que a resistência de arco pode se estabelecer entre a fase e a torre através da cadeia de isoladores e, ainda, entre as fases, dependendo de sua origem e das faltas envolvidas no curto-circuito.

Extensões no círculo de atuação do relé de proteção (do tipo mho, do tipo impedância e do tipo quadrilateral) devem ser considerados para contemplar os efeitos

de adição do termo resistivo $|k| R_F \cos \theta$. Para estes mesmos relés e para o relé de distância do tipo reatância, a preocupação deve ser focalizada ainda no termo indutivo $|k| R_F \sin \theta$.

Diversas simulações ilustrando o efeito da resistência de arco R_F são apresentadas no capítulo 5. Os efeitos de adição de resistência e de alteração na reatância (principalmente este) são, também, contribuintes para as situações de sobrealcançe e subalcançe observados, eventualmente, na operação dos sistemas de proteção de distância. Por sobrealcançe entende-se a operação do sistema de proteção para defeitos além da zona de atuação determinada pela extensão protegida do sistema de transmissão. Neste caso, a reatância calculada pelo relé de distância para um curto após a extensão da rede protegida parece menor que a reatância X_F apresentada na discussão anterior (situação de exportação de potência de 1 para 2). O subalcançe, por sua vez, indica a possibilidade de atuação da proteção para defeitos a montante do ponto de localização da proteção em razão da adição de reatância, em amplitude maior que a reatância negativa representativa do ponto de falta (falta reversa).

3.6 OSCILAÇÕES DE POTÊNCIA

Para discutir o efeito das oscilações de potência sobre o sistema de proteção de distância, é imaginado a mesma configuração elétrica apresentada na Figura 17, qual seja, um sistema de transmissão de impedância de seqüência positiva Z_T , ligado às reatâncias X_{S1} e X_{S2} representativas das impedâncias de curto circuito dos sistemas equivalentes nos dois terminais da transmissão referida. As tensões internas destas fontes serão novamente representadas por E_1 e E_2 , de modo que o ângulo de carga δ positivo de defasagem entre E_1 e E_2 indica uma condição pré-falta de transferência de potência do terminal 1 para o terminal 2. Se agora considerarmos como origem do plano R-X o ponto O onde está alocada a proteção de distância, podemos, a seguir, indicar as impedâncias $OA = -jX_{SA}$ e $OB = Z_T + jX_{SB}$ neste plano. Podemos agora traçar a reta $AB = jX_{SA} + Z_T + jX_{SB}$. Traçando, agora, uma outra reta perpendicular à reta AB (sobre a qual indicamos o segmento CM), passando bem pelo ponto médio M de AB , pode ser mostrado que esta reta representa o lugar geométrico de excursão da

impedância vista pelo relé de distância localizado no ponto O , isto quando $|E_1| = |E_2| = E$. O ponto C pode ser considerado um ponto genérico desta linha.

Considerando, ainda, $\dot{E}_1 = E \angle \delta$ e $\dot{E}_2 = E \angle 0^\circ$, pode ser mostrado ainda que a impedância vista pelo relé de distância será dada pelo vetor OC . O ângulo formado pela reta CB com a reta CA é o próprio ângulo de carga δ entre as fontes E_1 e E_2 .

Considerando agora um círculo mho virtual, com diâmetro AB , pode ser visto que quando $\delta = 0$, o ponto C está no infinito, do lado direito deste círculo. Quando $\delta = 90^\circ$, o ponto C está entrando neste círculo virtual. Quando $\delta = 180^\circ$, o ponto C coincide com o ponto M . Se considerarmos agora a aplicação de um outro círculo mho de diâmetro e direção dadas por Z_T , também tocando a origem do plano R-X e representando a proteção de distância de alcance 100%, podemos concluir que a probabilidade de que a reta lugar geométrico do ponto C passe por este círculo mho da proteção de distância aumenta se o sistema de transmissão for de longa distância e/ou se as reatâncias X_{SA} e X_{SB} tiverem amplitudes de mesma ordem de grandeza. Isto pode significar a operação da proteção de distância localizada no ponto O , se não houver inibição da mesma.

Assim, por ocasião de oscilações angulares entre as fontes E_1 e E_2 no seguimento a contingências no sistema de transmissão referido, o ponto C , representando a impedância OC vista pelo relé de distância, deverá apresentar um determinado retardo em sua passagem de fora para dentro de seu círculo mho, função do atraso na excursão angular relativa entre os sistemas 1 e 2, com velocidade determinada pelas inércias das duas fontes. Este retardo deve ser utilizado para discriminar entre eventuais oscilações angulares superiores a 180° que poderão fazer o ponto C cruzar pelo ponto M , em uma condição de perda de sincronismo, entre oscilações angulares estáveis que ultrapassem um pouco 90° mas que resultem em estabilização final em situação de regime permanente com o ponto C voltando para fora do círculo, e as situações de curto-circuito em que a impedância vista pelo sistema de proteção passa subitamente de fora para dentro do círculo mho.

3.7 EFEITOS DEVIDO À APLICAÇÃO DE CAPACITORES SÉRIE

O sistema teste utilizado neste trabalho é composto por dois circuitos de transmissão em série, AB e BC, de iguais comprimentos, ambos os trechos com grau de compensação série igual a 40%, como mostrado na Figura 18.

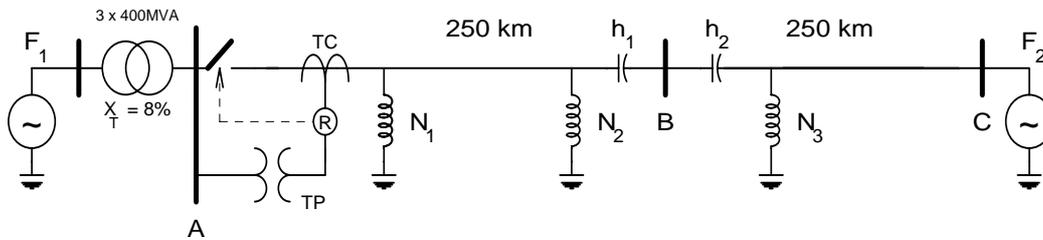


Figura 18 Sistema Analisado.

A compensação série do trecho AB é localizada no ponto B e a compensação série do trecho BC, também fica localizada no ponto B. Desta forma, para um curto circuito aplicado no ponto B, na linha BC, após os dois blocos de compensação total igual a 80%, a reatância indutiva equivalente será igual a 20%, resultando em nível de curto circuito idêntico ao obtido para curto na linha AB, a 20% de sua extensão a partir de A. A diferença de comportamento das correntes transitórias no sistema de potência é bastante evidente, como será visto no capítulo 5. Enquanto as correntes de fase para defeito antes da compensação série mostram comportamento normal, quando a falta ocorre após a compensação, verifica-se grande conteúdo de componente de frequência subsíncrona nas correntes de fase do sistema de transmissão. Esta componente de corrente aparece essencialmente em razão da própria interação entre a indutância total série do sistema elétrico L_{SE} até o ponto de falta e a capacitância total C_{COMP} envolvida. A frequência desta componente é dada por

$$\omega_{sub} = 1 / \sqrt{L_{se} C_{COMP}} \quad (13)$$

Enquanto os algoritmos de proteção, na tarefa de determinação da amplitude e da fase da componente fundamental das tensões e corrente, convertem as oscilações de corrente na frequência síncrona ω_s em sinal CC, a componente subsíncrona, normalmente não prevista por um determinado algoritmo, resultará em oscilações na frequência de escorregamento $\omega_s - \omega_{sub}$. Se estas oscilações subsíncronas apresentarem

amortecimento lento, como normalmente ocorre, então resultará em convergência lenta do algoritmo de proteção e num processo de excursão em espiral em torno do ponto limite esperado.

Uma outra dificuldade diz respeito ao próprio desempenho da proteção quando da aplicação a sistemas de transmissão compensados por ocasião da ocorrência dos curtos monofásicos, com ou sem resistência de falta. Considerando que o fator de compensação de seqüência zero normalmente se aplica apenas ao sistema de transmissão não compensado, a verificação da região de operação e eventuais correções devem ser feitas levando em conta o grau de compensação adotado, os níveis de carregamento esperados, e as amplitudes máximas esperadas de resistência de falta.

Outra preocupação ainda associada aos sistemas compensados por capacitores série é quanto aos efeitos da proteção dos próprios capacitores contra sobretensões e que é efetuada pelos varistores a óxido de zinco, os conhecidos varistores a óxidos metálicos (MOV). A proteção retira os capacitores do circuito, curto-circuitando-os nos momentos de alta tensão e reinserindo-os quando as tensões reduzem. Este efeito deve ser verificado de forma cuidadosa, já que a aplicação da proteção para níveis reduzidos de corrente de falta vai implicar na redução da eficiência da compensação quanto aos efeitos sobre a estabilidade do sistema global. O aconselhável é se efetuar um determinado número de casos de simulação computacional, para verificação efetiva do efeito da compensação em cada aplicação específica.

Normalmente, a utilização de bancos de capacitores série é recomendada e viabilizada economicamente para linhas de transmissão com comprimento superior a 300 km, mas podem ser aplicadas para comprimentos menores quando as linhas envolvidas já fazem parte de sistemas de transmissão longos. O grau de compensação série normalmente recai na faixa de 25 a 75%. Como benefício da aplicação da compensação série aos sistemas de transmissão em corrente alternada, podemos incluir não apenas a extensão dos limites de estabilidade, mas ainda a possível melhoria da divisão de cargas entre os corredores de transmissão em paralelo, a redução das perdas na transmissão e, ainda, o impacto de redução das quedas de tensão durante perturbações.

4 O SISTEMA ELÉTRICO ANALISADO

4.1 MODELAGEM DO SISTEMA DE TRANSMISSÃO

As simulações foram todas feitas utilizando o programa MATLAB, sendo todos os elementos do sistema de proteção modelados com o apoio da ferramenta Simulink e com a chamada dos modelos dos elementos do sistema de potência já disponíveis na biblioteca “SimPower Systems” de modelos do Simulink. As simulações entregam como resposta todas as correntes e tensões dos secundários dos TC’s e DCP’s do terminal da barra A do sistema da Figura 19 , com dois tipos de amostragem: uma com 16 amostras por ciclo, para ser usada pelos algoritmos no cálculo dos fasores de corrente e tensão, e outra com maior resolução para ser utilizada nas plotagens. Outras informações como as correntes e tensões do primário também são entregues, para que seja verificado o grau de saturação das correntes e para plotagem.

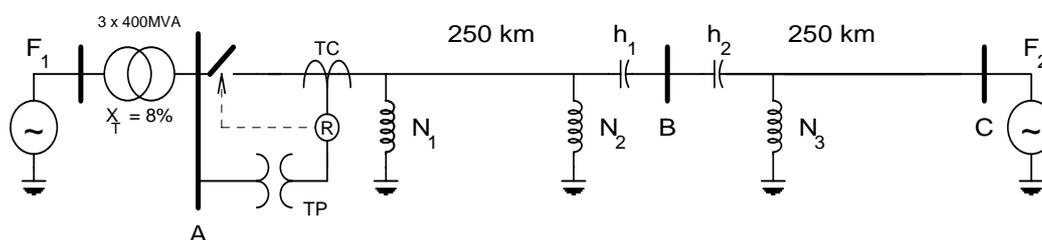


Figura 19 - Transformador 13,8 / 500 kV, 3 x 400 MVA e Sistema de Transmissão em Circuito Simples, 500 kV, 500 km, interligando as fontes F_1 e F_2

De posse dos valores das correntes e tensões das simulações, várias rotinas foram implementadas no MATLAB, entre elas podemos citar:

- Implementação dos 3 algoritmos utilizados,
- Cálculo dos loops de falta
- Polarização cruzada
- Diagramas R-X
- Gráficos das formas de onda de tensão e corrente
- Gráficos de reatância x tempo e resistência x tempo.

São apresentados, a seguir, os dados dos elementos do sistema de potência,

mostrado na Figura 19, e os dados aplicados aos modelos implementados para representação dos elementos do sistema de proteção.

4.1.1 FONTES DE TENSÃO

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

- 13.8kV, 6000MVA , $\frac{X}{R} = 15$

Fonte 2 (à direita do barramento C):

- 500kV, 4000MVA , $\frac{X}{R} = 15$

4.1.2 TRANSFORMADOR

Transformador entre a fonte 1 e o barramento A:

- 3 x 400 MVA, X = 8,0 %
- Primário 13,8kV em delta,
- Secundário 500 kV em estrela aterrado

4.1.3 LINHA DE TRANSMISSÃO

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

Parâmetros de seqüência positiva:

- Resistência: 0,01273 Ω / km
- Indutância: 0,9337.10⁻³ H / km
- Capacitância: 12,74.10⁻⁹ F / km

Parâmetros de seqüência zero

- Resistência: 0,3864 Ω / km
- Indutância: 4,1264.10⁻³ H / km
- Capacitância: 7,751.10⁻⁹ F / km

4.1.4 REATORES

Reatores de linha nos trechos AB e BC:

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

4.1.5 TRANSFORMADOR DE CORRENTE

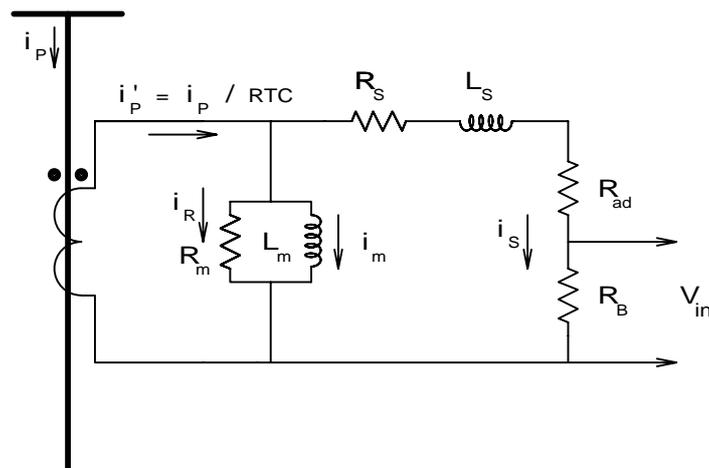


Figura 20 Representação do transformador de corrente (TC)

Especificação do transformador de corrente:

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

Dados da curva de saturação – TC

ϕ_m (pu)	i_m (pu)
0.000	0.000
0.850	0.0004
1.050	0.0005
1.400	0.0012
1.500	0.0034
1.750	0.1647

4.1.6 DIVISOR CAPACITIVO E TRANSFORMADOR DE POTENCIAL

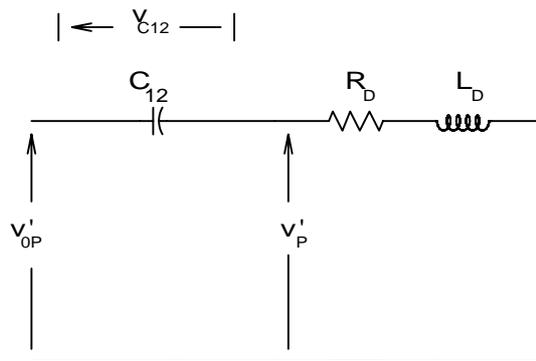


Figura 21 Equivalente do Divisor Capacitivo de Potencial

Divisor de potencial capacitivo:

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

Transformador de potencial - parâmetros referidos ao secundário

- Especificação: TP ABNT 400VA, classe de exatidão 1,2%,
- Enrolamento primário:
 1. Resistência: $9,490 \text{ m}\Omega$,
 2. Reatância: $78,563 \text{ m}\Omega$,
- Enrolamento secundário:
 1. Resistência: desprezível,
 2. Reatância: $376,99 \text{ m}\Omega$,

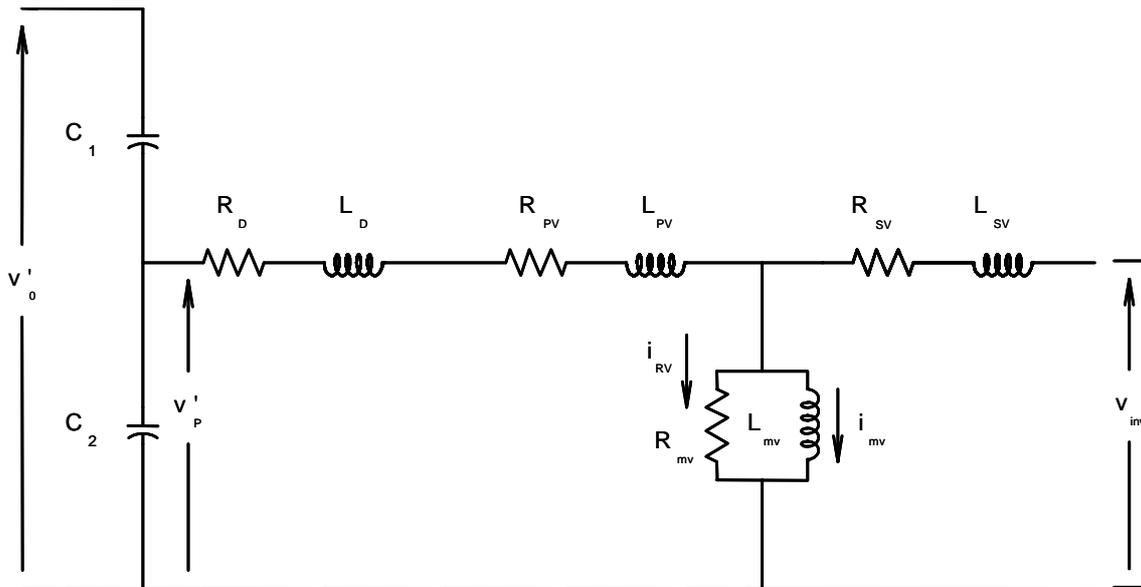


Figura 22 – Representação do Divisor Capacitivo e do Transformador de Potencial (DCP)

Dados da curva de saturação do TP

ϕ_m (pu)	i_m (pu)	ϕ_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	-----	-----

4.1.7 FILTRAGEM ANTI-ALIASING

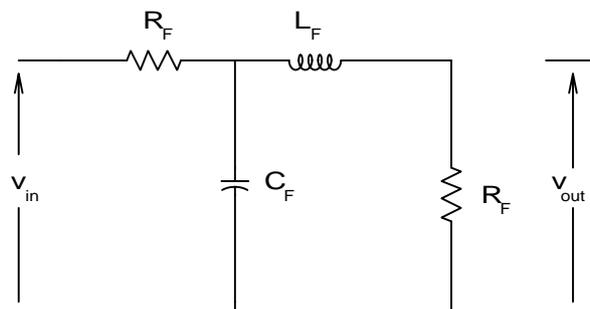


Figura 23 – Filtro analógico de segunda ordem

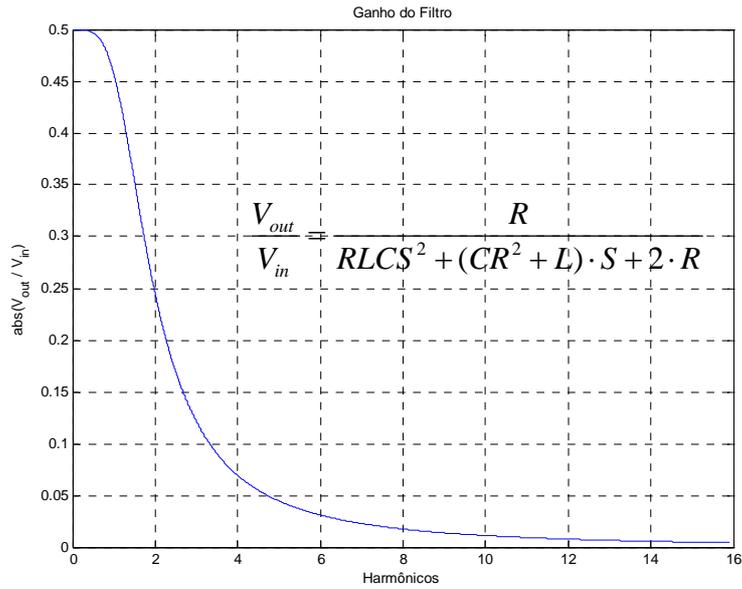


Figura 24 - Resposta em frequência do filtro da figura 22.

Filtro de Butterworth do canal de corrente:

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

Filtro de Butterworth do canal de tensão:

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

5 DESEMPENHO DA PROTEÇÃO NO SISTEMA ANALISADO

Para o sistema analisado, o tempo total para que a proteção esteja vendo a impedância de falta é o somatório:

- Do tempo para que o algoritmo adquise todas as amostras em falta dentro de um ciclo.
- Do atraso inserido pela resposta transitória do filtro analógico, o que implica em um atraso nas formas de onda da tensão e da corrente do secundário para atingir seu regime permanente . Isto pode ser visto nos gráficos de tensão de entrada e saída do filtro analógico quando a tensão de entrada cai subitamente a zero por curto trifásico.
- Do atraso inserido pelo conversor analógico/digital.
- Do tempo de processamento digital dos loops e comparadores.

Obs: Os atrasos da corrente do primário com relação ao secundário do TC, da tensão do primário com relação ao secundário do DCP e de saída do transformador de potencial podem ser desprezados, bem como o atraso do conversor analógico/digital.

É esperado que, após o somatório desses tempos, o relé de proteção comece a medir, com precisão, a impedância final do loop de falta em questão e esteja em condições de operar com base em uma determinada característica de operação. Pelas simulações esse tempo variou de 1,5 a 2,0 ciclos, dependendo do carregamento e do tipo de falta. Para se chegar a essa conclusão, todos os tipos básicos de falta bem como todos os efeitos que interferem na determinação da impedância de falta foram estudados e comentados para o sistema em análise.

É importante ressaltar que foi verificado através das simulações que, quanto mais próximo da origem está uma falta, menores são os tempos de operação da proteção digital. Na verdade, o efeito é em direção contrária quando se consideram relés eletromecânicos, já que a velocidade de atuação destes relés é função de seu conjugado. Portanto, podemos concluir que a atuação da proteção eletromecânica para curtos bem próximos da característica do relé se dá com conjugado próximo a zero e, portanto, com

tempos relativamente mais altos. Por outro lado, a se considerar que é a operação da proteção digital com tensão próxima a zero, quando ocorrem faltas sólidas próximas ao início da linha, o motivo para a utilização da polarização cruzada. Quanto às simulações do desempenho da proteção digital, verificou-se que as trajetórias feitas pela impedância de falta no diagrama R-X passaram por dentro da característica, caminhando até o valor final da impedância de falta na direção de fora para dentro. Devido à pré-seleção de quais loops estão em falta, pode ser considerada a atuação no ponto de entrada. Diante disto, faltas próximas à origem podem resultar em operação muito rápida da proteção digital e, se neste instante um sinal for enviado para a abertura dos disjuntores e esse tempo de abertura for inferior a um valor em torno de 1,5 ciclo, tempo observado como suficiente para que a operação mais rápida chegue até a impedância de falta, a impedância ainda não estará totalmente incorporada pelo algoritmo utilizado, por consequência longe da impedância de falta e com grandes erros. Desta maneira, se a proteção possuir incorporada a ela a função de localização de faltas, a localização se dará como ocorrendo em um local irreal. É Evidente que os mecanismos utilizados na proteção como: relés auxiliares, solenóides dos disjuntores e circuitos pneumáticos e hidráulicos acrescentarão ao tempo de abertura, pelo menos, 1,5 ciclo, tempo suficiente, pelas verificações efetuadas, para que o localizador armazene os dados necessários para o cálculo da real impedância de falta.

5.1 DESEMPENHO DE ALGUNS ALGORITMOS DE PROTEÇÃO

Nas simulações foram utilizados 3 algoritmos (Filtros digitais) para obtenção dos fasores tensão e corrente utilizados no cálculo das impedâncias dos loops. Esses algoritmos são:

- Fourier de 1 ciclo
- Coseno de 1 ciclo
- Seno-coseno de 1 ciclo

Os algoritmos Fourier e Coseno são aplicados às amostras de tensão e de corrente. Já o algoritmo seno-coseno consiste, na aplicação do algoritmo coseno para determinar o fasor corrente e do algoritmo seno para determinação do fasor tensão.

É esperado de um bom filtro digital que os fasores determinados e utilizados no

cálculo das impedâncias dos loops converjam o mais rápido possível na direção dos valores finais de tensão e corrente sem grandes oscilações, mesmo quando os sinais reais de tensão e corrente no sistema elétrico estão submetidos a fatores como componente aperiódica decrescente ou efeitos de carregamento da linha.

Esta parte do trabalho compara os três algoritmos, indica o de melhor desempenho e utiliza o melhor nas análises posteriores. Para teste destes algoritmos, faltas são aplicadas no início e no fim da linha AB, com e sem componente aperiódica da corrente de curto e com e sem carregamento pré-falta no sistema de transmissão.

5.1.1 FALTAS SEM COMPONENTE APERIÓDICA DECRESCENTE E SEM CARREGAMENTO

Apesar da corrente de falta na rede de transmissão CA não apresentar componente aperiódica quando o defeito é aplicado no instante de crista da tensão envolvida na falta, os sinais do lado da proteção apresentaram nível CC decrescente que não foi filtrado convenientemente pelos filtros Fourier e Seno-Coseno. Isto significa que o sinal de corrente apresentou componente aperiódica.

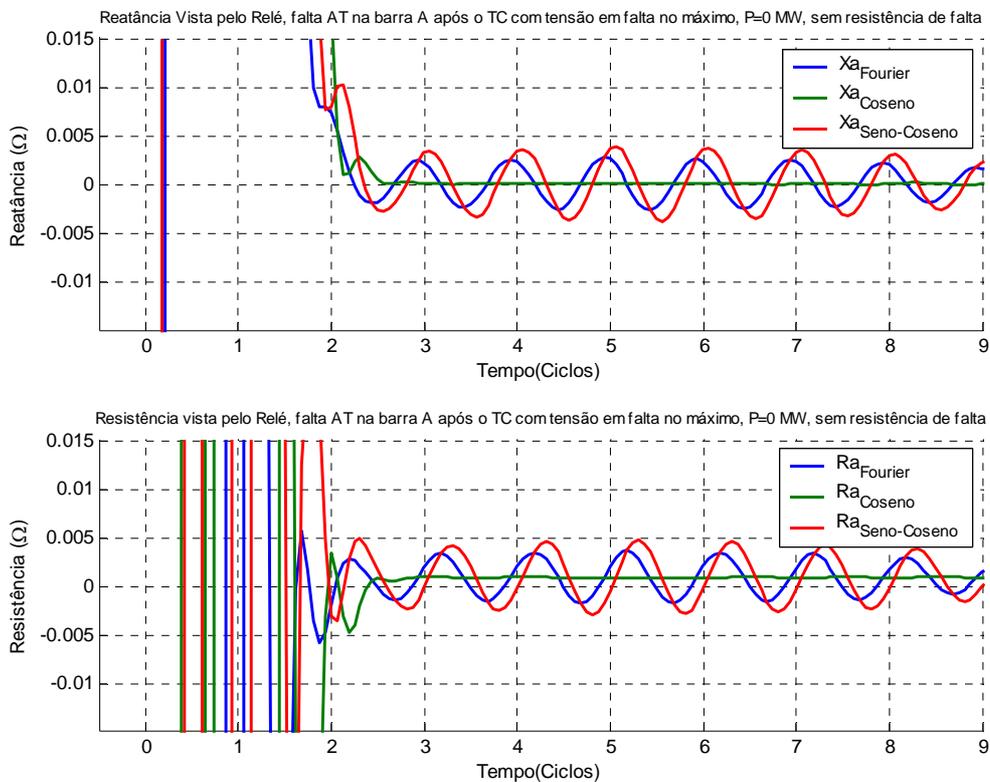


Figura 25- Reatância e resistência de falta para uma falta AT na barra A após o TC sem componente aperiódica decrescente, carregamento nulo e sem resistência de falta.

Como consequência, a resistência e a reatância da falta da Figura 25 se mostram oscilatórias, na frequência de 60Hz, na resposta dos filtros Fourier e Seno-Coseno em razão da presença desta componente aperiódica decrescente. Foi verificado que em 2(dois) ciclos após a falta, este efeito está eliminado da resposta do filtro coseno.

O diagrama de evolução da resposta dos algoritmos no plano R-X da Figura 26 reafirma a rápida convergência da impedância de loop AT, para o mesmo caso da Figura 25, quando calculada pelo filtro coseno. O desempenho deste filtro é bem superior aos outros, com a impedância se estabilizando sem grandes oscilações, o que não ocorre com os outros dois algoritmos.

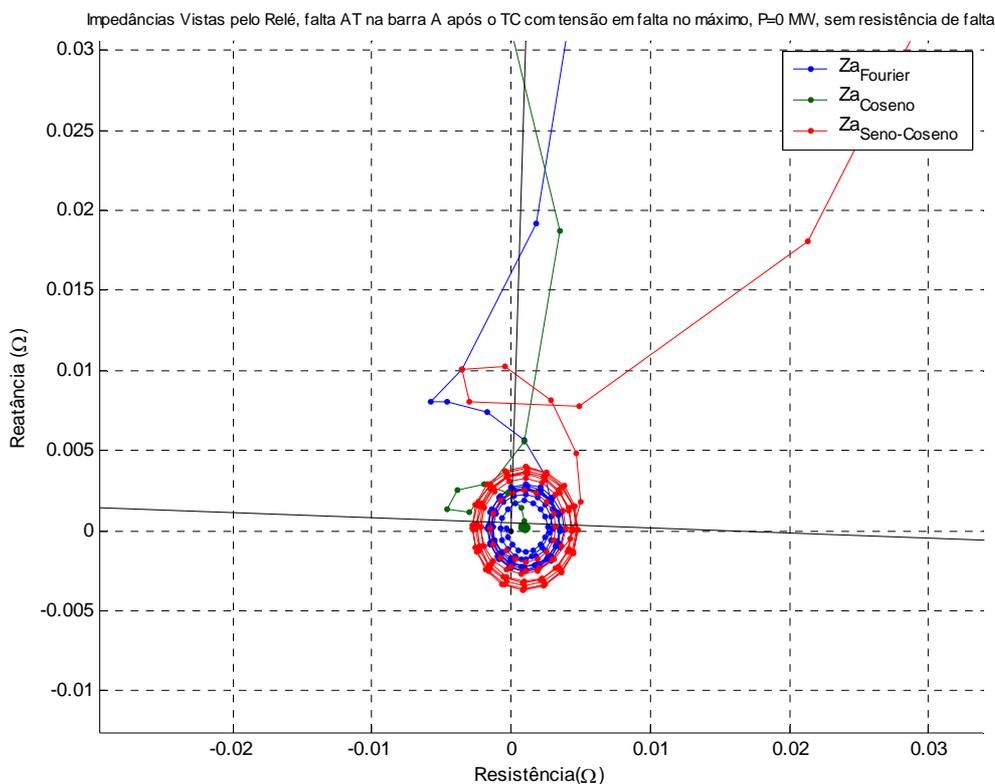


Figura 26- Digrama R-X para uma falta AT na barra A após o TC, sem componente aperiódica decrescente, carregamento pré-falta nulo e sem resistência de falta.

Para falta no final da linha as respostas dos algoritmos oscilaram muito mais, não porque o desempenho do filtro coseno tenha se deteriorado, mas sim em razão da presença de outras componentes de resposta do sistema de transmissão com componentes transitórias que não foram excitadas no caso anterior com curto no início da linha. Os valores de crista dos sinais de resistência e reatância continuaram mais estáveis para o caso do filtro coseno, como pode ser visto na Figura 27 e na Figura 28.

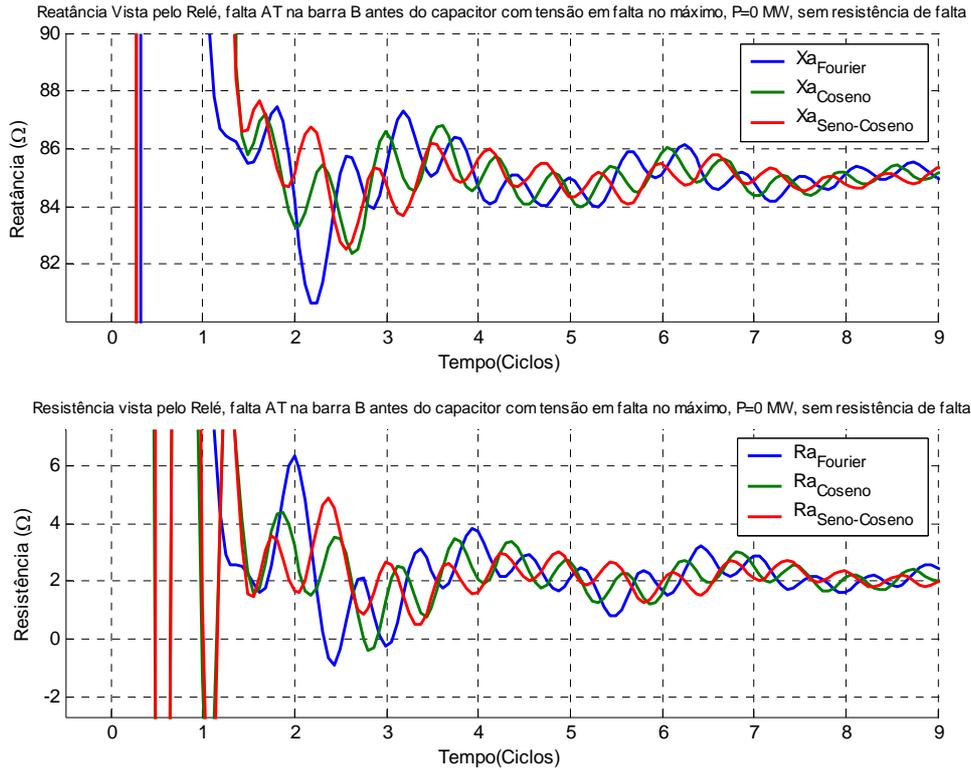


Figura 27- Reatância e resistência de falta para uma falta AT na barra B antes do capacitor série, sem componente aperiódica decrescente, carregamento pré-falta nulo e sem resistência de falta.

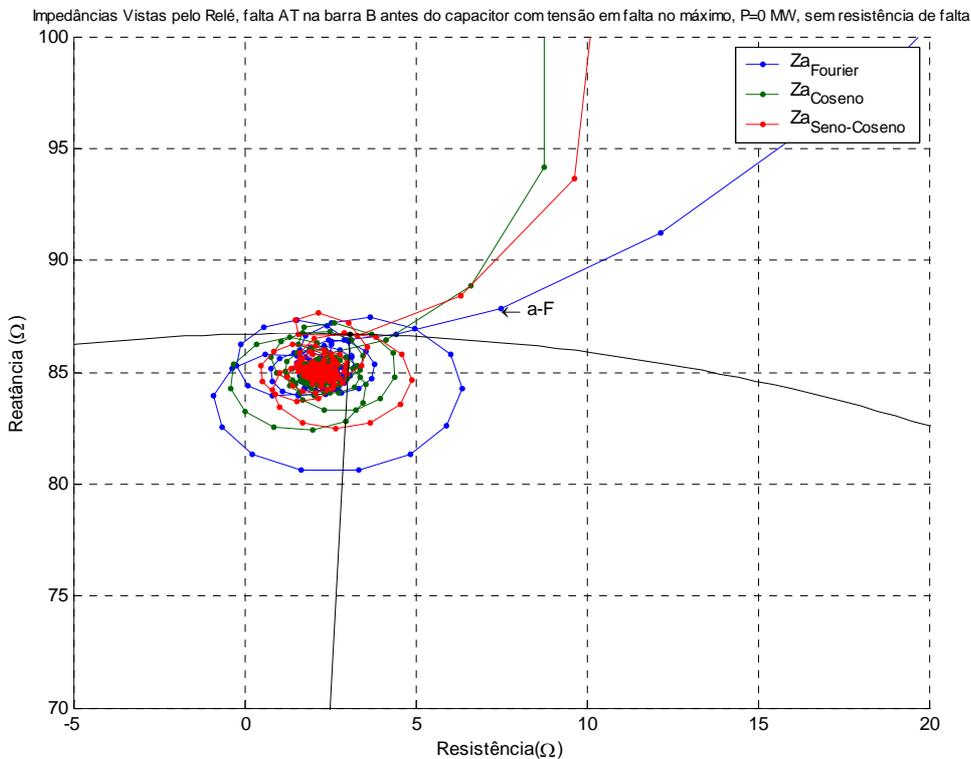


Figura 28- Digrama R-X para uma falta AT na barra B antes do capacitor série, sem componente aperiódica decrescente, carregamento pré-falta nulo e sem resistência de falta.

5.1.2 FALTAS COM COMPONENTE APERIÓDICA DECRESCENTE

Os filtros digitais de Fourier e seno-coseno se mostraram novamente com grande dificuldade para retirar a componente aperiódica decrescente, como pode ser visto na Figura 29 e na Figura 30 para curto na barra A (início da primeira linha de transmissão), e na Figura 31 e na Figura 32 para curto no ponto B (fim da primeira linha de transmissão). É importante notar que a presença de maior nível CC na corrente de falta no sistema de transmissão (provocada pela aplicação da falta no instante de zero da tensão pré-falta) resultou em nível CC também bem maior nas tensões e correntes de saída dos filtros digitais (ver divisões de escala 0,005 na Figura 25 e dez vezes maior (0,05) na Figura 29 nos gráficos indicativos da evolução da reatância e da resistência vistas pelo relé de distância). O desempenho do filtro Coseno mostra resposta novamente rapidamente convergente para os valores iguais a zero da resistência e da reatância da falta relativos à falta no ponto A, como indicado na Figura 29 e na Figura 30.

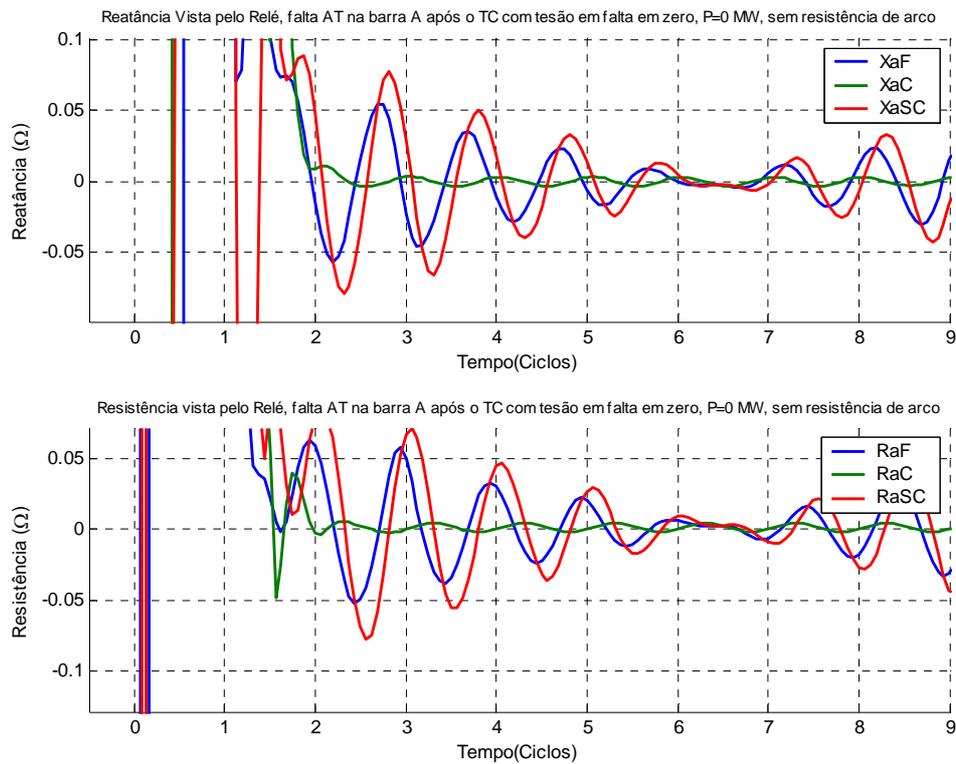


Figura 29- Reatância e resistência de falta para uma falta AT na barra A após o TC, com componente aperiódica decrescente, carregamento pré-falta nulo e sem resistência de falta.

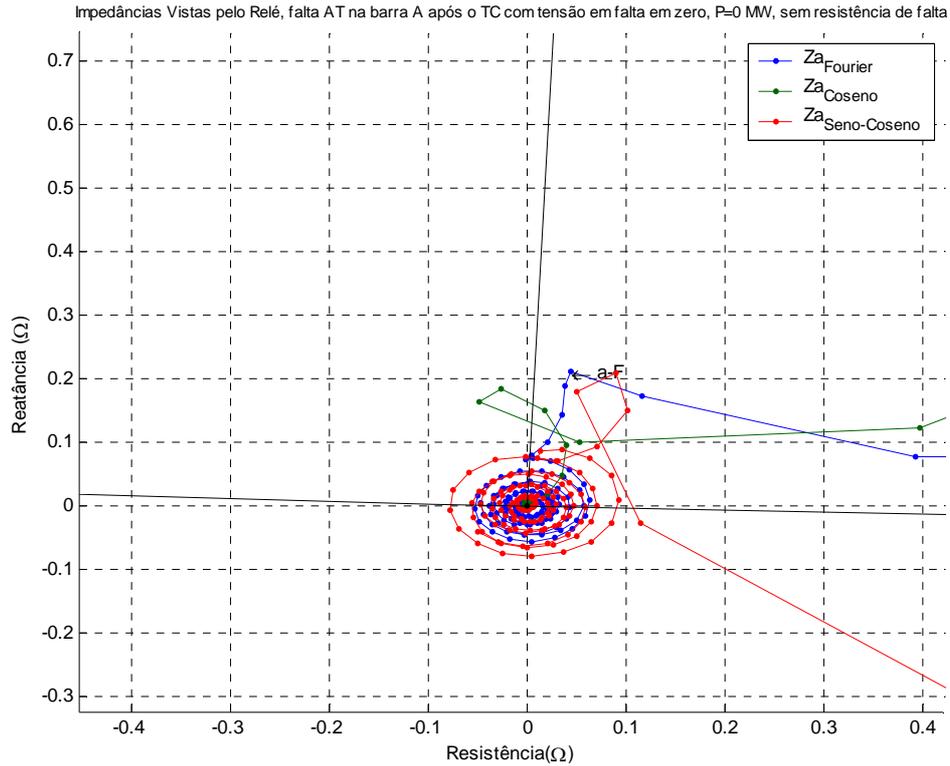


Figura 30- Digrama R-X para uma falta AT na barra A após o TC, com componente aperiódica decrescente, carregamento pré-falta nulo e sem resistência de falta.

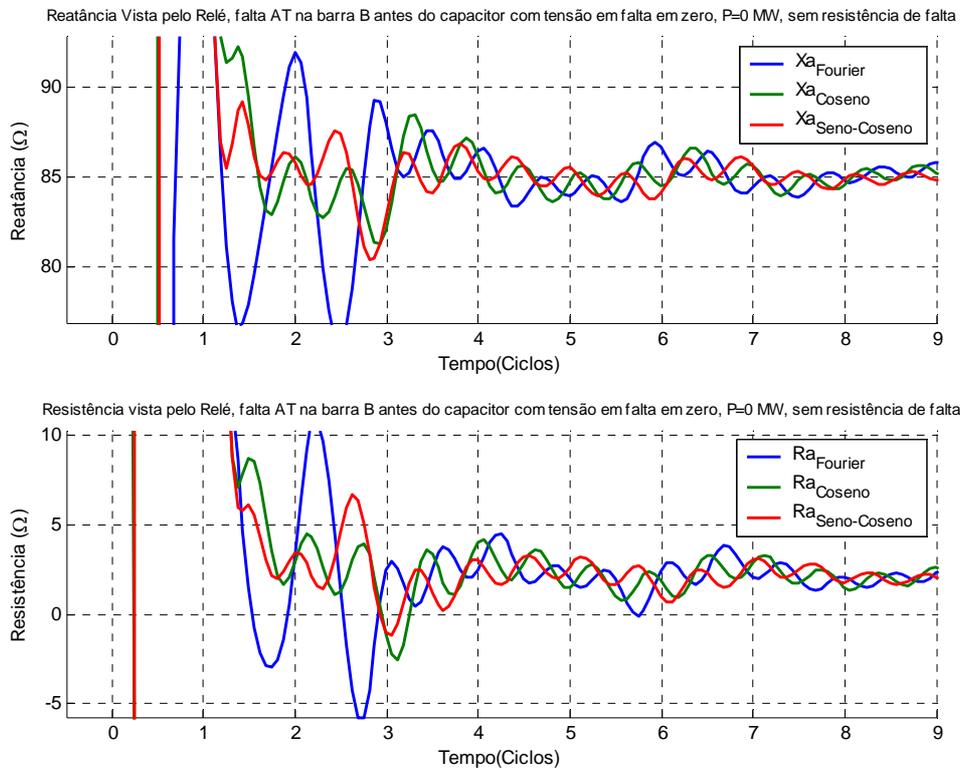


Figura 31- Reatância e resistência de falta para uma falta AT na barra B antes do capacitor série, com componente aperiódica decrescente, carregamento pré-falta nulo e sem resistência de falta.

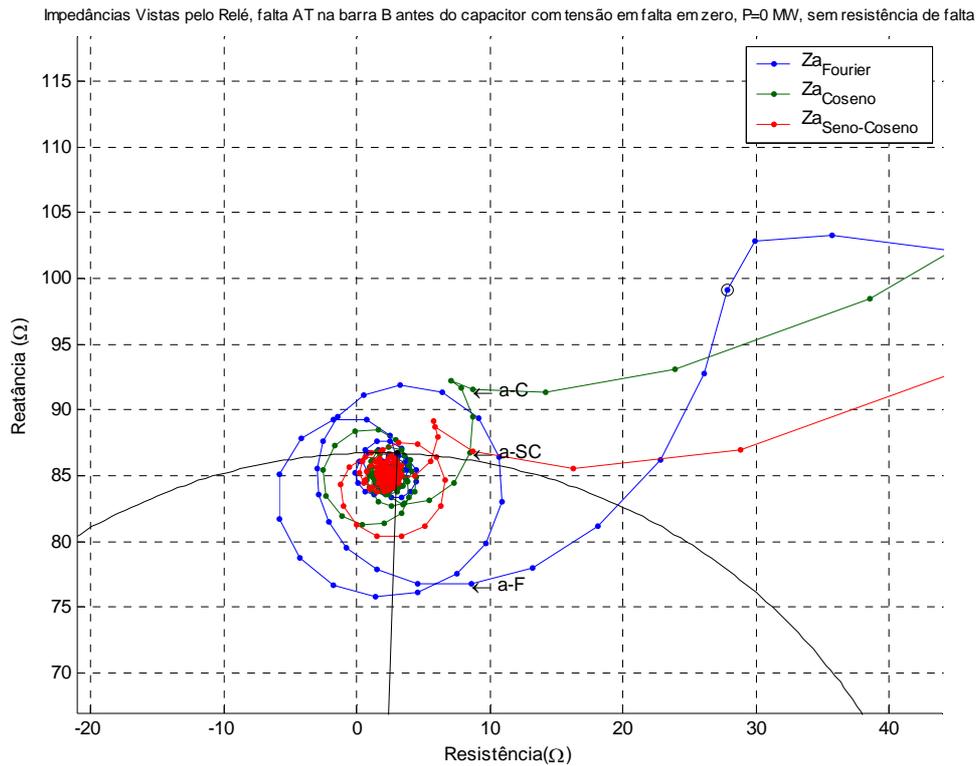


Figura 32- Digrama R-X para uma falta AT na barra B antes do capacitor série, com componente aperiódica decrescente, carregamento pré-falta nulo e sem resistência de falta.

5.1.3 FALTAS COM CARREGAMENTO NA LINHA

O carregamento de 900MW na direção da barra A para a barra B (exportação para a proteção alocada na barra A) fez com que os filtros seno-coseno e Fourier oscilassem mais ainda do que no caso sem carregamento, como mostrado na Figura 33 e Figura 34. O coseno continuou sendo o de melhor desempenho. Novamente as oscilações coincidem com a aplicação da falta na barra B excitando modos de resposta transitória do sistema global presentes, naturalmente, também na resposta do filtro coseno.

Nas faltas BC, BCT e ABC o filtro coseno continuou apresentando o melhor desempenho, como pode ser visto na Figura 35 e na Figura 36, para curto fase-fase BC; na Figura 37 e na Figura 38, para curto fase-fase-terra BCT e na Figura 39 e Figura 40 para curto trifásico ABC.

Como nos casos analisados, o filtro coseno se mostrou competente na eliminação dos efeitos que distorcem os fasores usados no cálculo das impedâncias dos

loops de falta do sistema analisado, ele será usado nas análises que se seguem.

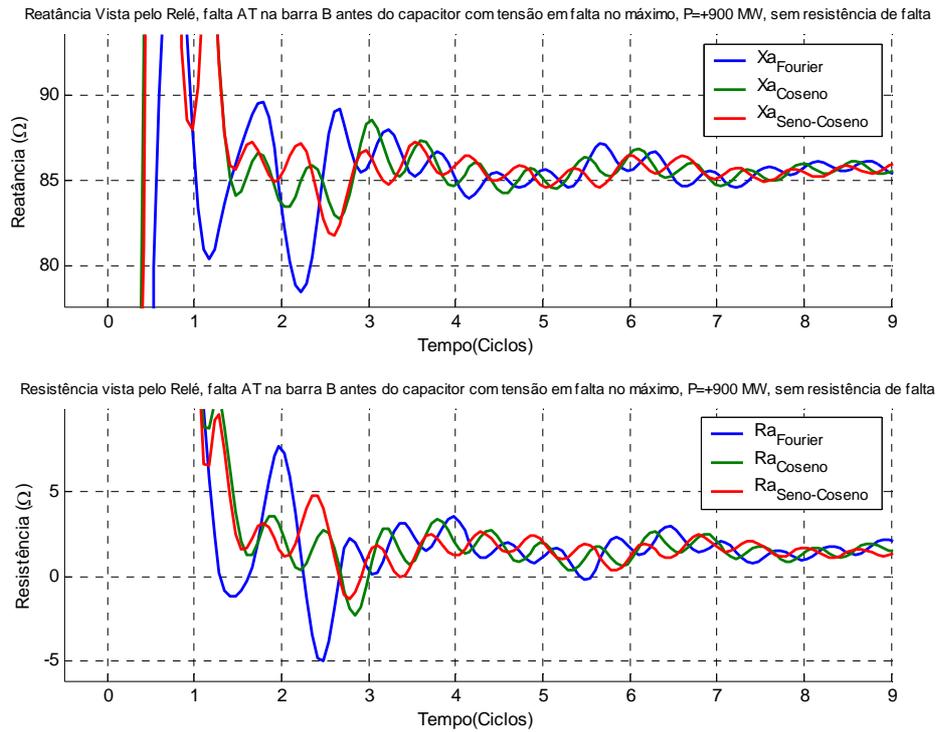


Figura 33 - Reatância e resistência de falta para uma falta AT na barra B antes do capacitor série, sem componente aperiódica decrescente com exportação de 900MW de potência e sem resistência de falta.

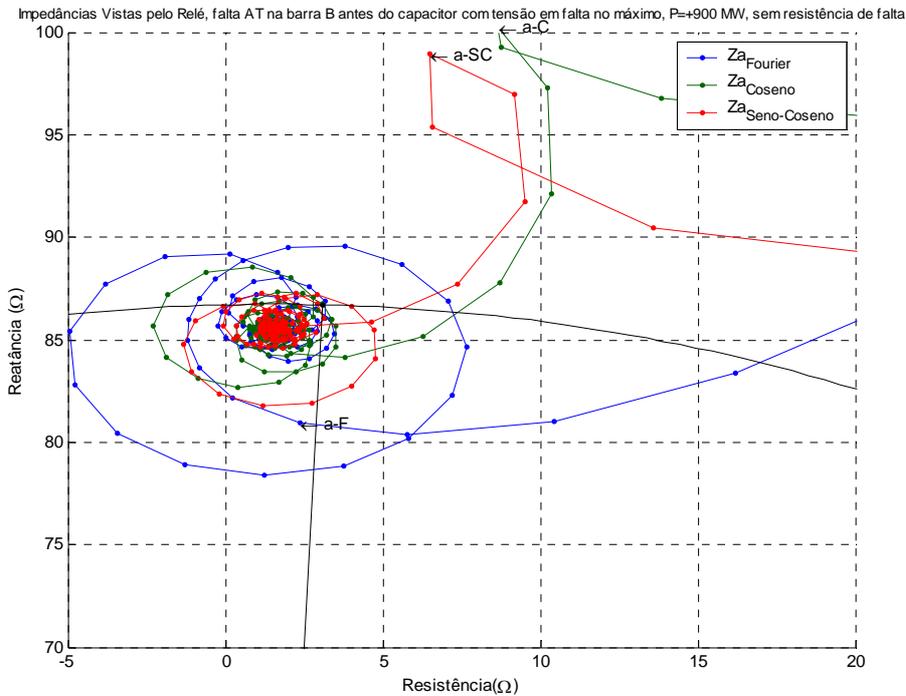


Figura 34- Digrama R-X para uma falta AT na barra B antes do capacitor série, sem componente aperiódica decrescente com exportação de 900MW de potência e sem resistência de falta.

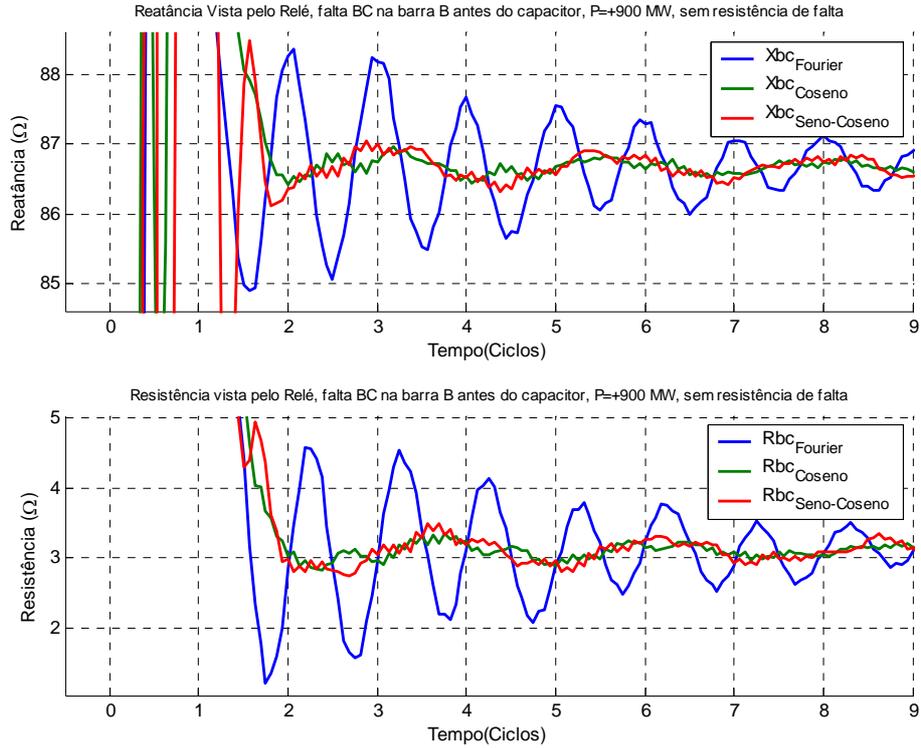


Figura 35 - Reatância e resistência de falta para uma falta BC na barra B antes do capacitor série, sem componente aperiódica decrescente com exportação de 900MW de potência e sem resistência de falta.

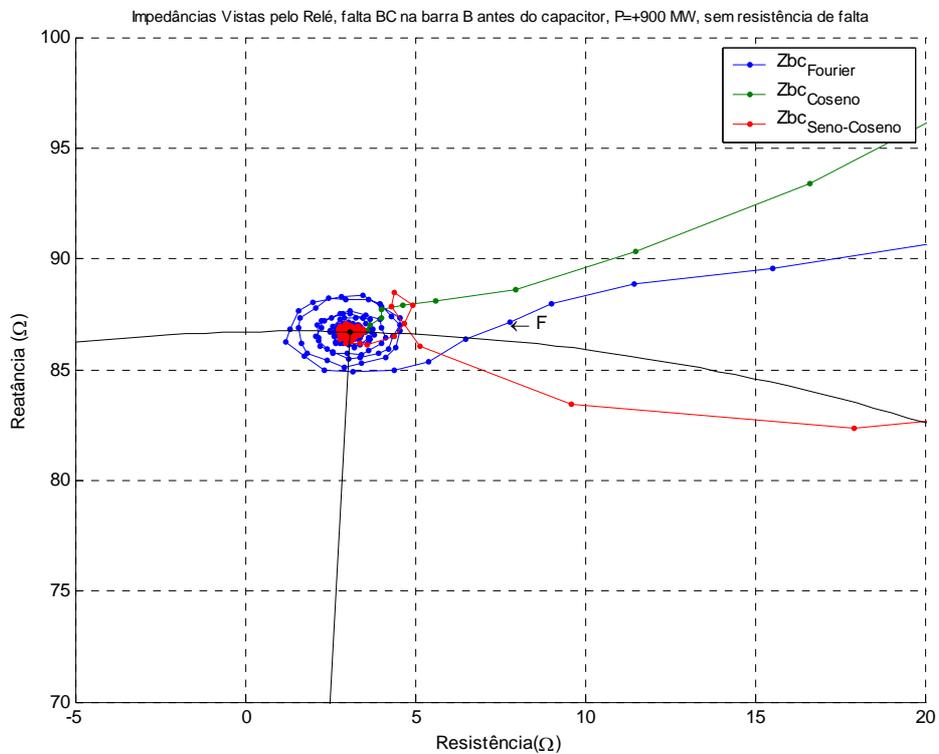


Figura 36 - Digrama R-X para uma falta BC na barra B antes do capacitor série, sem componente aperiódica decrescente com exportação de 900MW de potência e sem resistência de falta.

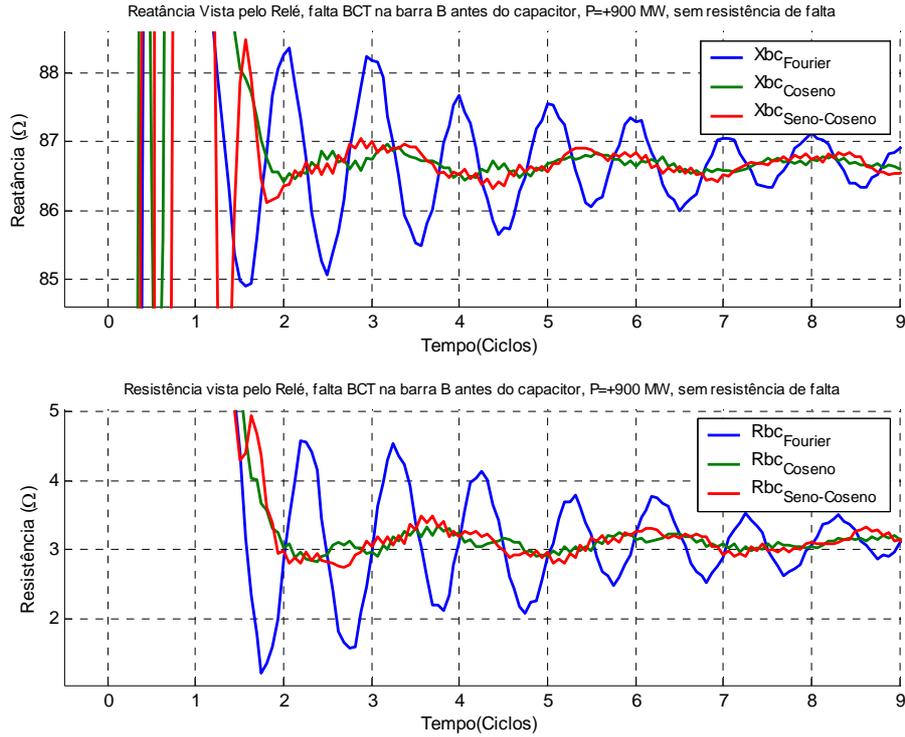


Figura 37 - Reatância e resistência de falta para uma falta BCT na barra B antes do capacitor série, sem componente aperiódica decrescente com exportação de 900MW de potência e sem resistência de falta.

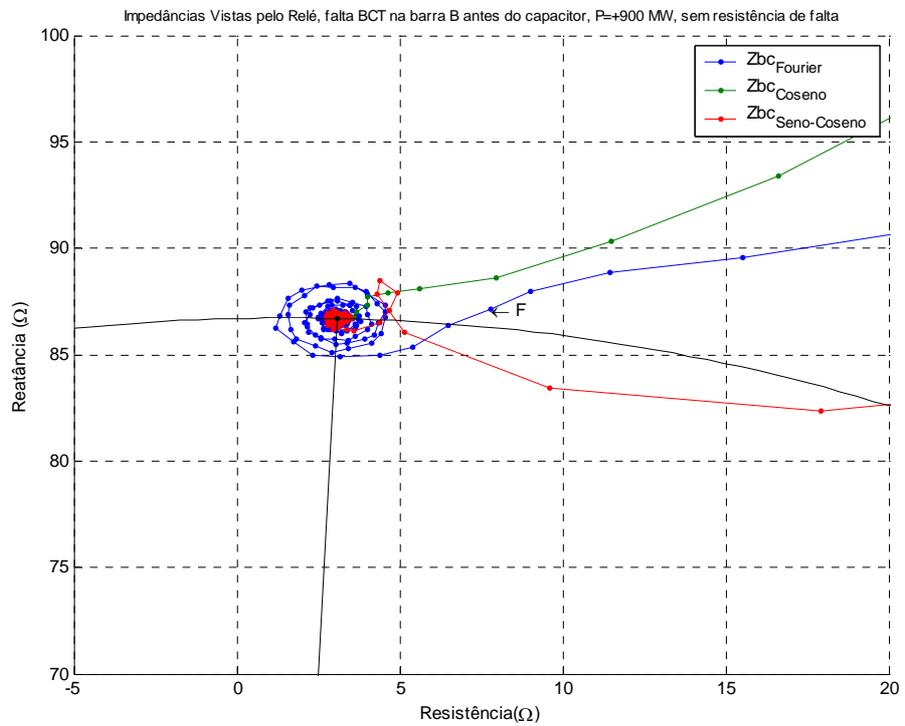


Figura 38 - Digrama R-X para uma falta BCT na barra B antes do capacitor série, sem componente aperiódica decrescente com exportação de 900MW de potência e sem resistência de falta.

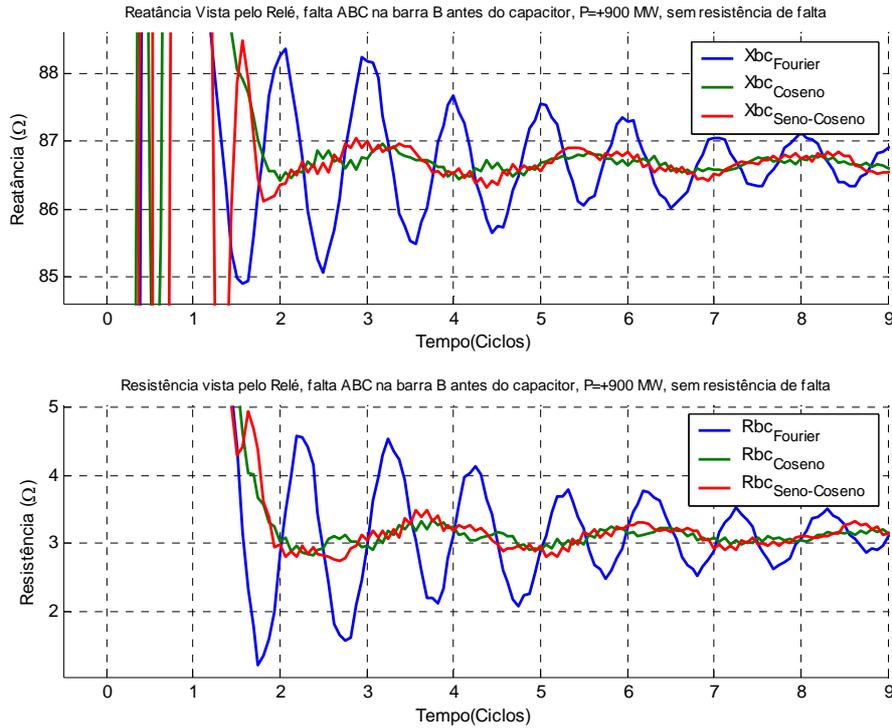


Figura 39 - Reatância e resistência de falta para uma falta BCT na barra B antes do capacitor série, sem componente aperiódica decrescente com exportação de 900MW de potência e sem resistência de falta.

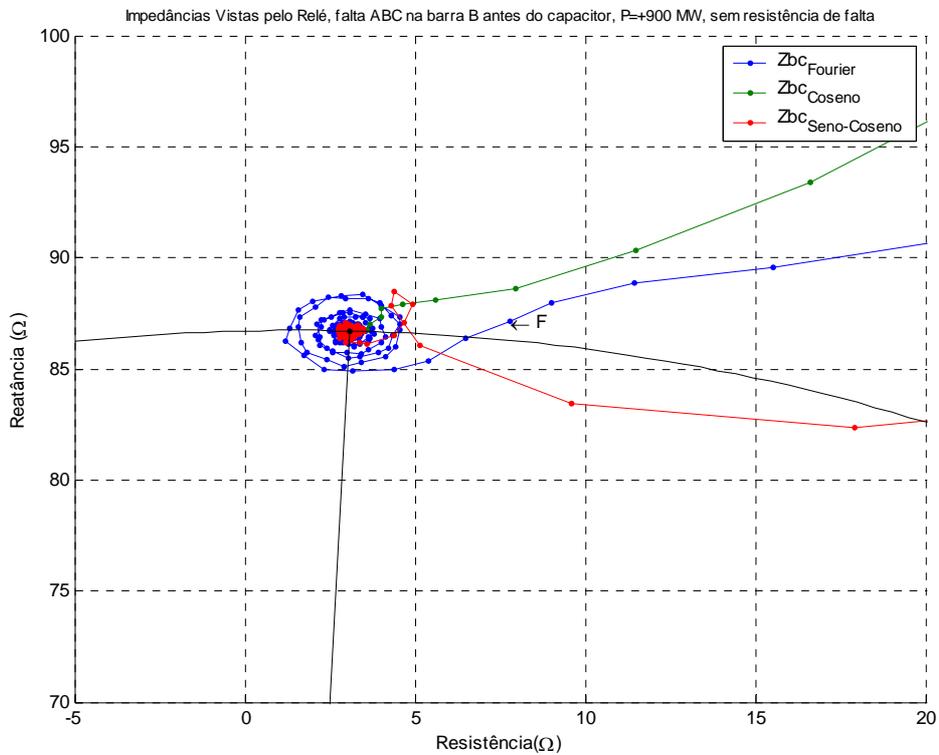


Figura 40 - Digrama R-X para uma falta ABC na barra B antes do capacitor série, sem componente aperiódica decrescente com exportação de 900MW de potência e sem resistência de falta.

5.2 EFEITO DA RESISTÊNCIA DE FALTA

Em uma situação prática, na hora de se definir quais arranjos de resistências de falta entre fases e entre fases e terra devem ser usadas para contemplar todos os prováveis casos nas simulações, alguns fatores de construção e características do solo devem ser analisados. No Brasil, devido ao grande número de incidência de descargas atmosféricas, as torres de transmissão são, em grande parte, todas aterradas com cabos pára-raios, com o intuito de prover melhor caminho para a corrente de surto do raio. No caso de linhas de maior nível de tensão, são feitos aterramentos espaçados entre torres para reduzir as perdas por indução das fases nos pára-raios, que formam circuitos fechados entre as torres. Este efeito que se agrava com o aumento da tensão nominal da linha. Quando acontece esse espaçamento, os cabos pára-raios das torres que não são aterradas são fixados em isoladores bem pequenos na parte superior das torres, e que, durante uma falta, acabam sendo contornados pelo arco gerado, sem grandes resistências de falta. A verdade é que a resistência de pé de torre acaba sendo desprezível para todos esses casos e, excetuando-se a resistência dos objetos que entram em contato com uma ou mais fases da linha e a situação de rompimento de cabos para o solo sem que haja contato com outras fases, a única resistência efetiva que acaba definindo a resistência de falta é a resistência de arco.

Com o intuito de prover proteção para todos os casos possíveis de resistência de falta, é considerado o limite de 10Ω em cada fase para faltas entre fases e 20Ω para faltas fase-terra em que a proteção primária, proteção esta que não depende de nenhuma informação para atuar, teria que enxergar a falta e atuar para ela. Os casos com maiores resistências de falta podem ser deixados para as proteções de segunda e terceira zonas, o que não causaria maiores problemas, visto que as resistências de falta de 10Ω e 20Ω cobre quase por completo todos os casos reais de resistências de falta. Uma falta de alta resistência pode muito bem ser eliminada temporizadamente, devido aos menores níveis de corrente envolvidos.

Pelo exposto nos parágrafos anteriores, as simulações foram feitas considerando apenas as resistências de arco e, para efeito de ajuste da proteção de primeira zona, foram inseridas as resistências de 10Ω e 20Ω e mantida a resistência de pé de torre desprezível. Com estes valores de resistência de falta, pode-se avaliar o comportamento dos loops de falta no caso de altas resistências e verificar os níveis de subalcançe ou

sobrealcance.

Apesar de considerar a resistência de pé de torre desprezível em uma falta fase-terra, os 20Ω considerados nas simulações da fase em falta ficam em série com a resistência de pé de torre e podem, naturalmente, incluir o efeito da presença desta última resistência. Para uma falta fase-fase-terra, a ausência de resistência de pé de torre não é um grande problema, pois o seu aumento apenas vai transformando, a grosso modo, uma falta fase-fase-terra em fase-fase. Com isso, a análise do loop fase-fase pode ser também considerada de interesse quando se verificar uma falta fase-fase-terra.

Foi visto no capítulo 3 que a resistência de falta insere um erro no cálculo das verdadeiras impedâncias da linha. Esse erro é tão maior quanto maior é a resistência de falta e, dependendo do carregamento da linha, essa resistência de falta é vista como uma impedância complexa, que pode causar sobrealcance ou subalcance em relação à condição de ajuste em que se leva em conta somente a resistência para a linha com carregamento nulo ou para um dado valor de carregamento. Essa parte do trabalho apresenta os efeitos das resistências de falta sem levar em conta o carregamento pré-falta do sistema de transmissão, ou seja, para carregamento nulo. Em item posterior serão avaliados os efeitos do carregamento e serão vistas suas conseqüências.

Os curtos considerados estão mostrados na Figura 41. Cabe uma observação que uma falta ABC equilibrada tem o mesmo efeito que uma falta ABCT, uma vez que, neste caso, as componentes de seqüência zero são nulas devido ao equilíbrio das correntes.

As cadeias de isoladores das fases para o sistema de transmissão em 500 kV possuem comprimento de 5 m cada uma e a distância entre fases foi considerada igual é de 10m.

Excetuando-se os casos de objetos que entram em contato com as fases, um arco em uma linha de transmissão aparece, geralmente, em torno da cadeia de isoladores, o que define seu comprimento inicial. Em seguida, esse arco vai se alongando em função da velocidade do vento e até das temperaturas elevadas em torno do arco que gera naturalmente um vento ascendente que tende a alongá-lo. Perto dos tempos de operação das proteções de primeira zona, esse efeito de alongamento é muito pequeno e pode ser desprezado, mas deve ser levado em conta para cálculos de resistência de arco nas zonas

temporizadas.

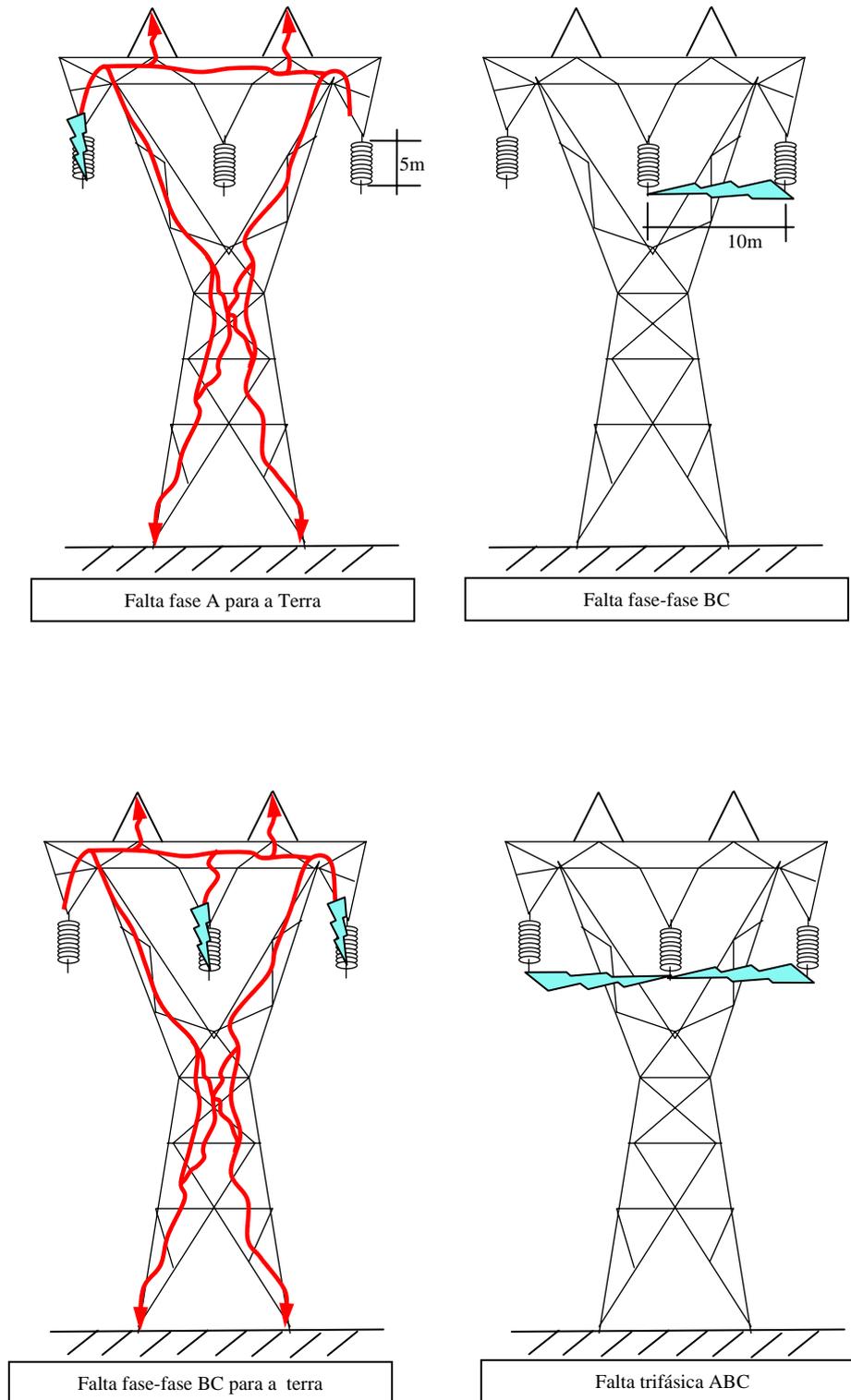


Figura 41 - Curtos considerados nos cálculos

A resistência de arco é dependente da corrente de falta através deste arco. Então, reconhecendo que para o sistema analisado a resistência de arco se constitui em parcela de ordem de grandeza menor que a impedância dos loops de falta, o cálculo das correntes que passam pelo arco durante uma determinada falta foi efetuado, por facilidade, de forma não iterativa, desprezando-se a presença da resistência considerada. Essas correntes podem ser usadas já que não se alteram muito com a inserção do efeito do arco (Ver Figura 47). A prova disto são os baixos valores relativos encontrados de resistências de arco. Para o que se pretende, isto não é um agravante, uma vez que a menor característica, a de primeira zona, geralmente é ajustada para faltas com resistências muito superiores às encontradas nos cálculos de resistências de arco.

O esquema da Figura 42 foi usado para monitorar as correntes necessárias para o cálculo das resistências de arco.

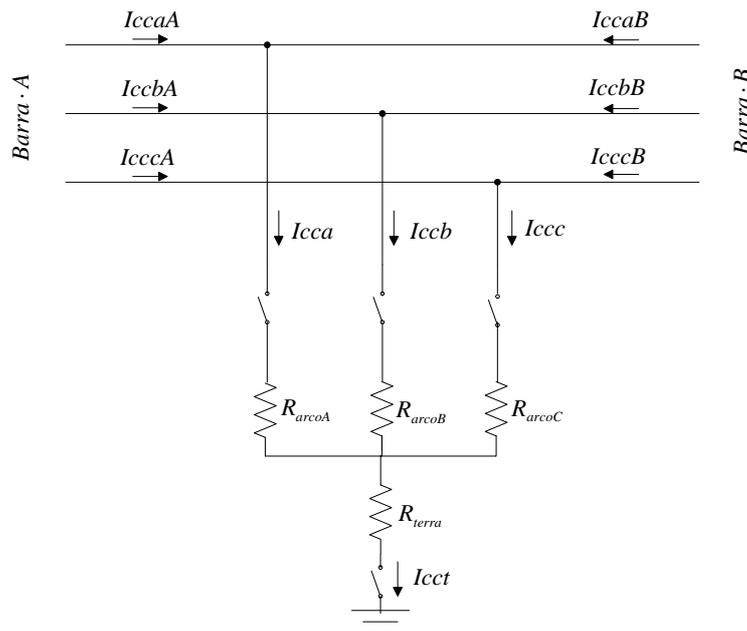


Figura 42 - Correntes monitoradas durante as faltas para fins de cálculo das resistências de falta

As resistências de arco foram calculadas segundo a formula (14) desenvolvidas por Warrington em testes empíricos.

$$R_{arco} = 28700 * I_{arco} * (I_{arco})^{-1,4} \quad (14)$$

onde:

l_{arco} = Comprimento do arco (m);

I_{arco} = Corrente através do arco (A).

Para $l_{arco} = 5,0 \text{ m}$:

$$R_{arco} = 143500 * (I_{arco})^{-1,4}$$

A resistência de arco para falta fase-fase não foi calculada utilizando 10,0m, mas duas resistências, uma para cada fase, considerando 5m para cada uma.

Apesar das faltas fase-fase-terra possuírem correntes de falta diferentes para cada fase, a corrente utilizada para o cálculo da resistência de arco foi a menor, que implica em uma maior resistência de arco.

Os resultados dos cálculos das resistências de arco estão mostrados na Tabela 2, Tabela 3, Tabela 4 e Tabela 5, para faltas na barra A após o TC, no meio da linha AB, na barra B da linha AB antes dos capacitores série e na barra B da linha BC, após os capacitores série das linhas, respectivamente. Os locais de falta estão indicados na Figura 43, Figura 44, Figura 45 e Figura 46.

DESEMPENHO DA PROTEÇÃO NO SISTEMA ANALISADO

Potência (MW)	Falta	Fase A	Fase B	Fase C	Terra	Fase A		Fase B		Fase C		R_{arco} (por fase)
		I_{cca}	I_{ccb}	I_{ccc}	I_{cct}	I_{ccaA}	I_{ccaB}	I_{ccbA}	I_{ccbB}	I_{cccA}	I_{cccB}	
+900	AT	6,870	0	0	6,870	5,829	1,444					0,498
+450	AT	7,280	0	0	7,280	5,960	1,405					0,460
0	AT	7,392	0	0	7,392	5,996	1,396					0,450
- 450	AT	7,269	0	0	7,269	5,963	1,408					0,461
- 900	AT	6,804	0	0	6,804	5,834	1,449					0,505
+900	BC	0	4,681	4,681	0			4,169	0,958	3,251	1,804	0,853
+450	BC	0	4,987	4,987	0			3,935	1,144	3,475	1,575	0,781
0	BC	0	5,063	5,063	0			3,706	1,357	3,706	1,357	0,764
- 450	BC	0	4,981	4,981	0			3,481	1,570	3,930	1,149	0,782
- 900	BC	0	4,662	4,662	0			3,256	1,801	4,165	0,962	0,858
+900	BCT	0	6,542	6,640	9,282			5,266	1,372	5,999	1,607	0,534
+450	BCT	0	6,971	7,075	9,890			5,565	1,413	5,971	1,525	0,488
0	BCT	0	7,077	7,183	10,04			5,758	1,471	5,854	1,459	0,478
- 450	BCT	0	6,962	7,066	9,876			5,884	1,538	5,665	1,404	0,489
- 900	BCT	0	6,515	6,613	9,243			5,920	1,620	5,365	1,367	0,537
+900	ABC	5,405	5,405	5,405	0	4,280	1,567	4,280	1,567	4,280	1,567	0,697
+450	ABC	5,751	5,751	5,751	0	4,280	1,567	4,280	1,567	4,280	1,567	0,639
0	ABC	5,847	5,847	5,847	0	4,280	1,567	4,280	1,567	4,280	1,567	0,625
- 450	ABC	5,751	5,751	5,751	0	4,280	1,567	4,280	1,567	4,280	1,567	0,639
- 900	ABC	5,383	5,383	5,383	0	4,280	1,567	4,280	1,567	4,280	1,567	0,701

Tabela 2 - Correntes em PU para cálculo das resistências e resistências de arco para faltas na barra A da linha AB após o TC.

DESEMPENHO DA PROTEÇÃO NO SISTEMA ANALISADO

Potência (MW)	Falta	Fase A	Fase B	Fase C	Terra	Fase A		Fase B		Fase C		R_{arco} (por fase)
		I_{cca}	I_{ccb}	I_{ccc}	I_{cct}	I_{ccaA}	I_{ccaB}	I_{ccbA}	I_{ccbB}	I_{cccA}	I_{cccB}	
+900	AT	2,578	0	0	2,578	1,901	1,337					1,966
+450	AT	2,793	0	0	2,793	1,742	1,189					1,757
0	AT	2,842	0	0	2,842	1,663	1,178					1,715
- 450	AT	2,778	0	0	2,778	1,650	1,272					1,770
- 900	AT	2,543	0	0	2,543	1,731	1,485					2,004
+900	BC	0	3,536	3,536	0			2,562	1,390	1,656	2,237	1,263
+450	BC	0	3,831	3,831	0			2,327	1,586	1,874	2,013	1,129
0	BC	0	3,898	3,898	0			2,104	1,794	2,099	1,801	1,102
- 450	BC	0	3,811	3,811	0			1,879	2,006	2,323	1,592	1,137
- 900	BC	0	3,488	3,488	0			1,664	2,231	2,556	1,399	1,288
+900	BCT	0	3,792	3,520	1,877			2,521	1,632	1,966	2,094	1,145
+450	BCT	0	4,108	3,813	2,033			2,407	1,751	2,014	1,929	1,024
0	BCT	0	4,181	3,881	2,069			2,301	1,885	2,095	1,789	0,999
- 450	BCT	0	4,087	3,794	2,023			2,200	2,027	2,197	1,665	1,031
- 900	BCT	0	3,740	3,472	1,851			2,108	2,182	2,328	1,575	1,168
+900	ABC	4,083	4,083	4,083	0	2,426	2,075	2,426	2,075	2,426	2,075	1,033
+450	ABC	4,423	4,423	4,423	0	2,426	2,075	2,426	2,075	2,426	2,075	0,923
0	ABC	4,501	4,501	4,501	0	2,426	2,075	2,426	2,075	2,426	2,075	0,901
- 450	ABC	4,400	4,400	4,400	0	2,426	2,075	2,426	2,075	2,426	2,075	0,930
- 900	ABC	4,027	4,027	4,027	0	2,426	2,075	2,426	2,075	2,426	2,075	1,053

Tabela 3 – Correntes em PU para cálculo das resistências e resistências de arco para faltas no meio da linha AB.

DESEMPENHO DA PROTEÇÃO NO SISTEMA ANALISADO

Potência (MW)	Falta	Fase A	Fase B	Fase C	Terra	Fase A		Fase B		Fase C		R_{arco} (por fase)
		I_{cca}	I_{ccb}	I_{ccc}	I_{cct}	I_{ccaA}	I_{ccaB}	I_{ccbA}	I_{ccbB}	I_{cccA}	I_{cccB}	
+900	AT	2,484	0	0	2,484	1,329	1,825					2,071
+450	AT	2,664	0	0	2,664	1,130	1,670					1,878
0	AT	2,701	0	0	2,701	1,041	1,660					1,842
- 450	AT	2,639	0	0	2,639	1,047	1,759					1,903
- 900	AT	2,428	0	0	2,428	1,185	1,991					2,138
+900	BC	0	3,917	3,917	0			1,945	2,329	1,072	3,216	1,455
+450	BC	0	4,200	4,200	0			1,713	2,546	1,276	2,985	0,993
0	BC	0	4,259	4,259	0			1,494	2,765	1,494	2,765	0,974
- 450	BC	0	4,162	4,162	0			1,277	3,982	1,712	2,549	1,005
- 900	BC	0	3,829	3,829	0			1,081	3,207	1,942	2,343	1,130
+900	BCT	0	4,115	3,897	1,708			1,860	2,609	1,314	3,072	1,022
+450	BCT	0	4,414	4,179	1,832			1,724	2,740	1,382	2,900	0,926
0	BCT	0	4,482	4,237	1,857			1,601	2,881	1,484	2,753	0,906
- 450	BCT	0	4,374	4,140	1,815			1,484	3,029	1,607	2,622	0,938
- 900	BCT	0	4,025	3,810	1,670			1,382	3,188	1,757	2,521	1,054
+900	ABC	4,523	4,523	4,523	0	1,724	3,193	1,724	3,193	1,724	3,194	0,895
+450	ABC	4,850	4,850	4,850	0	1,724	3,193	1,724	3,193	1,724	3,194	0,812
0	ABC	4,917	4,917	4,917	0	1,724	3,193	1,724	3,193	1,724	3,194	0,796
- 450	ABC	4,805	4,805	4,805	0	1,724	3,193	1,724	3,193	1,724	3,194	0,822
- 900	ABC	4,421	4,421	4,421	0	1,724	3,193	1,724	3,193	1,724	3,194	0,924

Tabela 4 - Correntes em PU para cálculo das resistências e resistências de arco para faltas na barra B da linha AB antes do capacitor série.

DESEMPENHO DA PROTEÇÃO NO SISTEMA ANALISADO

Potência (MW)	Falta	Fase A	Fase B	Fase C	Terra	Fase A		Fase B		Fase C		R_{arco} (por fase)
		I_{cca}	I_{ccb}	I_{ccc}	I_{cct}	I_{ccaA}	I_{ccaB}	I_{ccbA}	I_{ccbB}	I_{cccA}	I_{cccB}	
+900	AT	2,444	0	0	2,444	2,009	1,184					2,119
+450	AT	2,646	0	0	2,646	1,775	1,044					1,896
0	AT	2,703	0	0	2,703	1,670	1,033					1,840
- 450	AT	2,662	0	0	2,662	1,673	1,120					1,880
- 900	AT	2,475	0	0	2,475	1,826	1,317					2,082
+900	BC	0	3,867	3,867	0			3,233	1,070	2,371	1,932	1,114
+450	BC	0	4,187	4,187	0			3,010	1,267	2,577	1,702	0,997
0	BC	0	4,277	4,277	0			2,793	1,484	2,793	1,484	0,968
- 450	BC	0	4,212	4,212	0			2,574	1,704	3,012	1,265	0,989
- 900	BC	0	3,917	3,917	0			2,358	1,938	3,243	1,061	1,095
+900	BCT	0	4,072	3,839	1,678			3,234	1,367	2,529	1,754	1,037
+450	BCT	0	4,409	4,156	1,817			3,076	1,469	2,629	1,608	0,928
0	BCT	0	4,503	4,245	1,855			2,925	1,578	2,759	1,486	0,901
- 450	BCT	0	4,435	4,180	1,827			2,784	1,704	2,908	1,382	0,920
- 900	BCT	0	4,124	3,888	1,699			2,650	1,841	3,084	1,313	1,018
+900	ABC	4,466	4,466	4,466	0	3,225	1,714	3,225	1,714	3,225	1,714	0,911
+450	ABC	4,834	4,834	4,834	0	3,225	1,714	3,225	1,714	3,225	1,714	0,815
0	ABC	4,938	4,938	4,938	0	3,225	1,714	3,225	1,714	3,225	1,714	0,791
- 450	ABC	4,863	4,863	4,863	0	3,225	1,714	3,225	1,714	3,225	1,714	0,809
- 900	ABC	4,523	4,523	4,523	0	3,225	1,714	3,225	1,714	3,225	1,714	0,895

Tabela 5 - Correntes em PU para cálculo das resistências e resistências de arco para faltas na barra B após os capacitores série das linhas AB e BC.

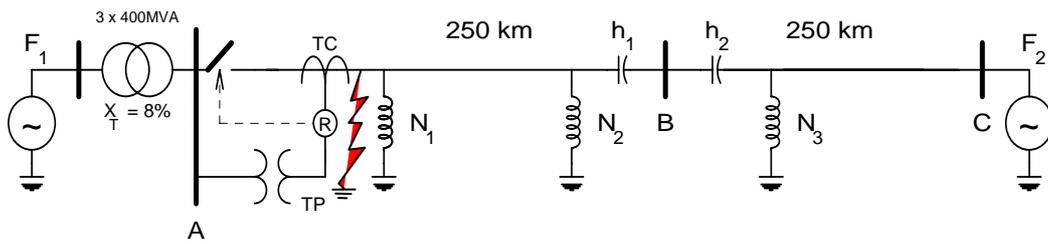


Figura 43 - Falta na barra A após o TC

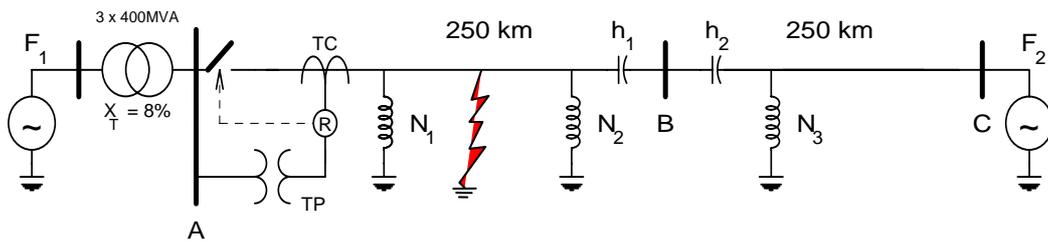


Figura 44 - Falta no meio da linha AB

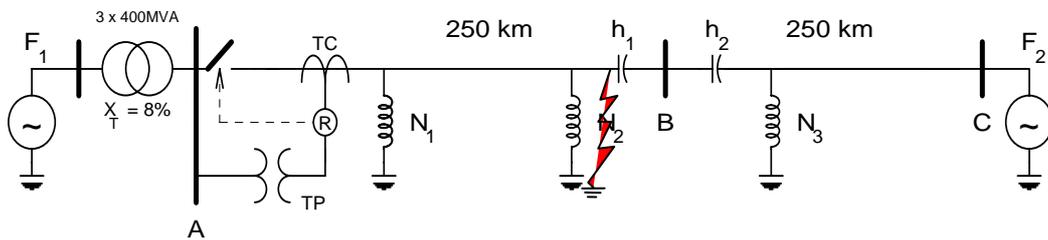


Figura 45 - Falta na barra B da linha AB antes do capacitor série

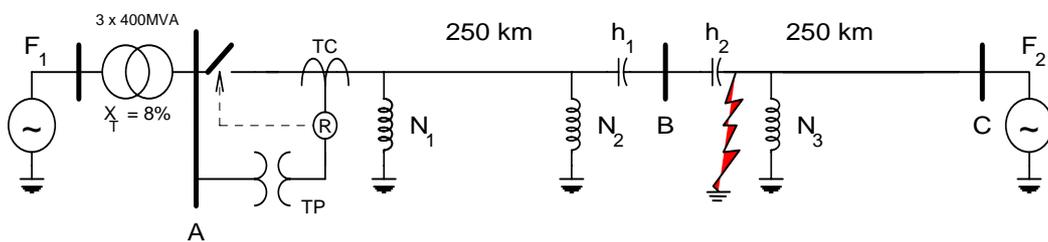


Figura 46 - Falta na barra B após os capacitores série das linhas AB e BC

DESEMPENHO DA PROTEÇÃO NO SISTEMA ANALISADO.

A Tabela 6 e Tabela 7 mostram as simulações feitas e as resistências de falta que foram consideradas para cada caso.

Faltas	Local	Caso	Resistência de Falta		
			Resistência de arco (Ω)	Resistência de pé de torre+ objeto (Ω)	Total da fase(Ω)
BC, BCT e ABC	Barra A antes do TC	1	0	0	0
		2	$R_{arco} *$	0	R_{arco}
		3	$R_{arco} *$	$10 - R_{arco}$	10
	Barra A logo após o TC	1	0	0	0
		2	$R_{arco} *$	0	R_{arco}
		3	$R_{arco} *$	$10 - R_{arco}$	10
	Meio da linha	1	0	0	0
		2	$R_{arco} *$	0	R_{arco}
		3	$R_{arco} *$	$10 - R_{arco}$	10
	60% da barra A	1	0	0	0
		2	$R_{arco} *$	$10 - R_{arco}$	10
	70% da barra A	1	0	0	0
		2	$R_{arco} *$	$10 - R_{arco}$	10
	80% da barra A	1	0	0	0
		2	$R_{arco} *$	$10 - R_{arco}$	10
	90% da barra A	1	0	0	0
		2	$R_{arco} *$	$10 - R_{arco}$	10
	Barra B antes do capacitor série	1	0	0	0
		2	$R_{arco} *$	0	R_{arco}
		3	$R_{arco} *$	$10 - R_{arco}$	10
	Barra B depois dos capacitores série	1	0	0	0
		2	$R_{arco} *$	0	R_{arco}
		3	$R_{arco} *$	$10 - R_{arco}$	10

*Conforme Tabela 2, Tabela 3, Tabela 4 e Tabela 5.

Tabela 6 - Resistências de falta das fases consideradas nas fases para faltas BC, BCT e ABC.

DESEMPENHO DA PROTEÇÃO NO SISTEMA ANALISADO.

Faltas	Local	Caso	Resistência de Falta		
			Resistência de arco (Ω)	Resistência de pé de torre+ objeto (Ω)	Total da fase (Ω)
AT	Barra A antes do TC	1	0	0	0
		2	$R_{arco} *$	0	R_{arco}
		3	$R_{arco} *$	$20 - R_{arco}$	20
	Barra A logo após o TC	1	0	0	0
		2	$R_{arco} *$	0	R_{arco}
		3	$R_{arco} *$	$20 - R_{arco}$	20
	Meio da linha	1	0	0	0
		2	$R_{arco} *$	0	R_{arco}
		3	$R_{arco} *$	$20 - R_{arco}$	20
	60% da barra A	1	0	0	0
		2	$R_{arco} *$	$20 - R_{arco}$	20
	70% da barra A	1	0	0	0
		2	$R_{arco} *$	$20 - R_{arco}$	20
	80% da barra A	1	0	0	0
		2	$R_{arco} *$	$20 - R_{arco}$	20
	90% da barra A	1	0	0	0
		2	$R_{arco} *$	$20 - R_{arco}$	20
	Barra B antes do capacitor série	1	0	0	0
		2	$R_{arco} *$	0	R_{arco}
		3	$R_{arco} *$	$20 - R_{arco}$	20
	Barra B depois dos capacitores série	1	0	0	0
		2	$R_{arco} *$	0	R_{arco}
		3	$R_{arco} *$	$20 - R_{arco}$	20

*Conforme Tabela 2, Tabela 3, Tabela 4 e Tabela 5.

Tabela 7 - Resistências de falta das fases consideradas nas simulações para falta AT.

5.2.1 CORRENTES DE FALTA

Devido às pequenas resistências de arco, os valores de corrente para uma falta AT na barra A, depois do TC, não se alterou muito com e sem resistência de arco, como pode ser visto na Figura 47. Entretanto, a diferença é apreciável quando se considera a resistência de falta de 10Ω , como pode ser visto na Figura 48. A diferença de corrente vai diminuindo à medida que a falta vai se afastando da barra A. A Figura 49 e a Figura 50 mostram faltas no meio da linha e no final da linha AB na barra B antes dos capacitores série.

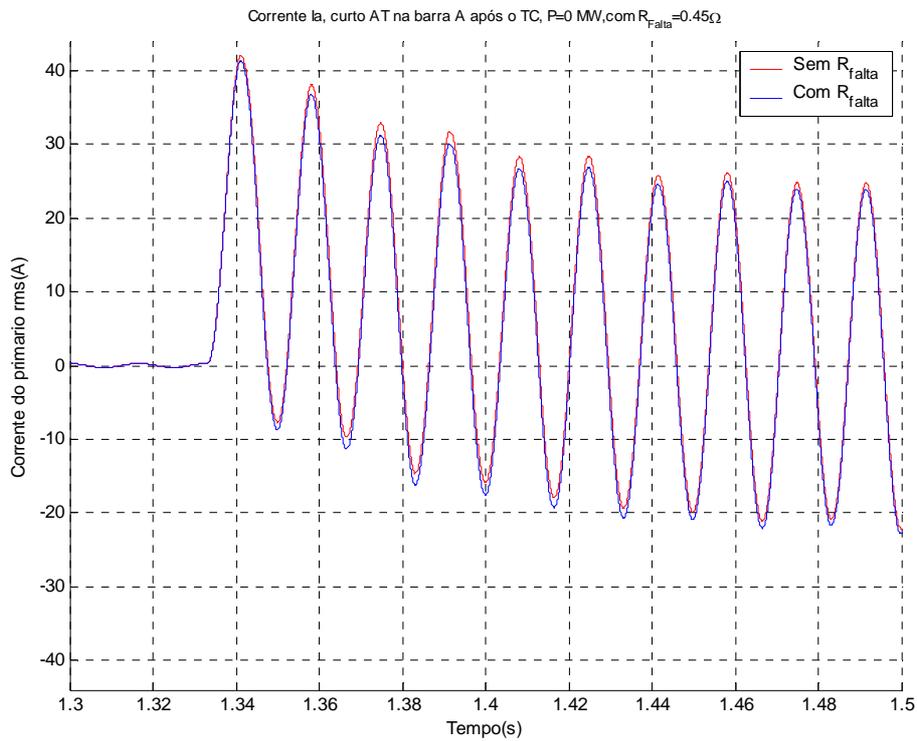


Figura 47 – Influência da resistência de falta nos valores de corrente I'_p para falta na barra A, após o TC, apenas com resistência de arco.

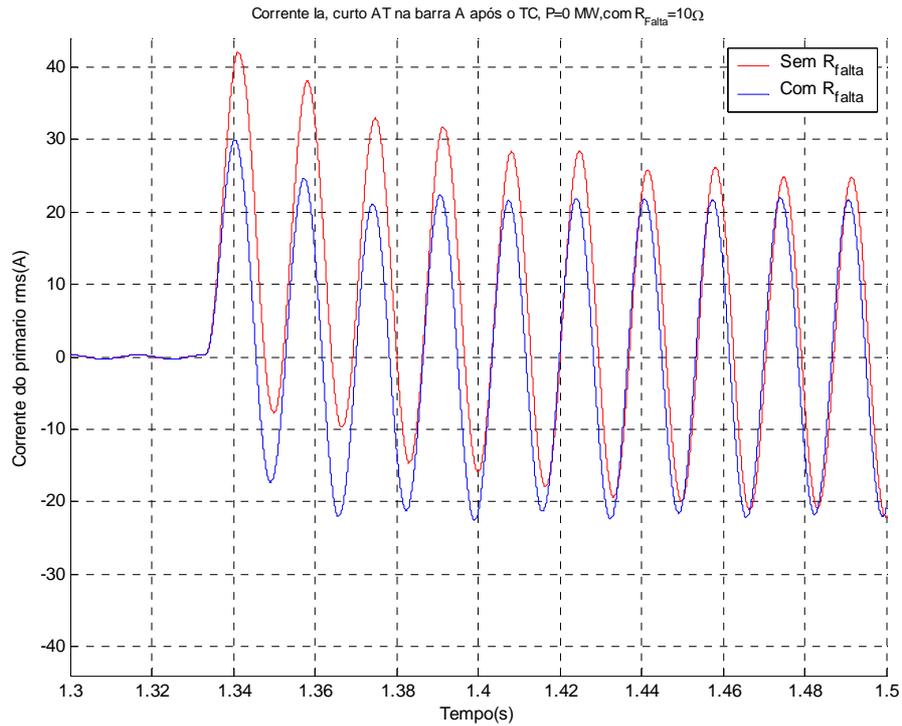


Figura 48 – Influência da resistência de falta nos valores de corrente I'_p para falta na barra A após o TC, com resistência de falta de 10Ω .

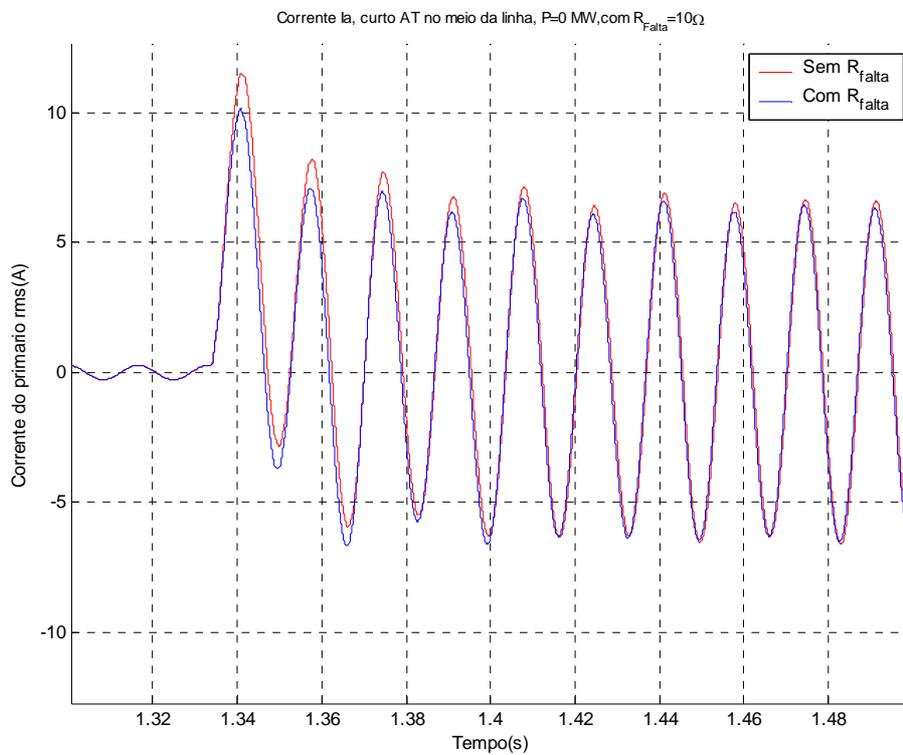


Figura 49 – Influência da resistência de falta nos valores de corrente I'_p , para falta no meio da linha, com resistência de falta de 10Ω .

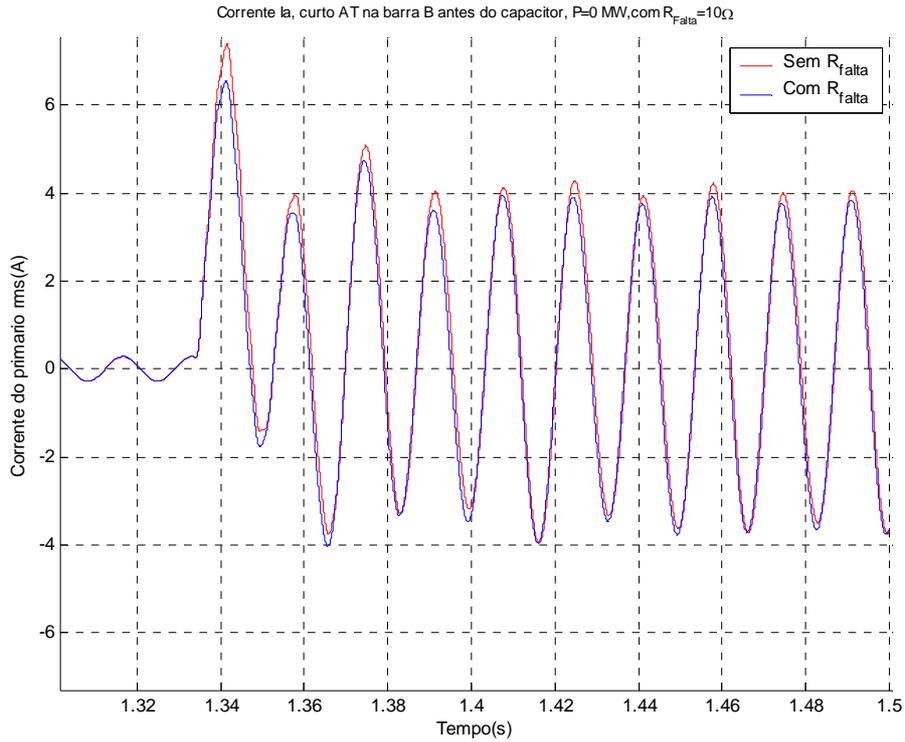


Figura 50 – Influência da resistência de falta nos valores de corrente I'_p , para falta na barra B, antes do capacitor série, com resistência de falta de 10Ω .

5.2.2 DIAGRAMA R-X DAS IMPEDÂNCIAS DE FALTA

O efeito da resistência de arco aparece no diagrama R-X, para todos os loops de falta e para todos os tipo de falta, como um incremento resistivo da impedância da linha no local da falta, como pode ser visto na Figura 51, Figura 52, Figura 53, Figura 54, Figura 55 e Figura 56.

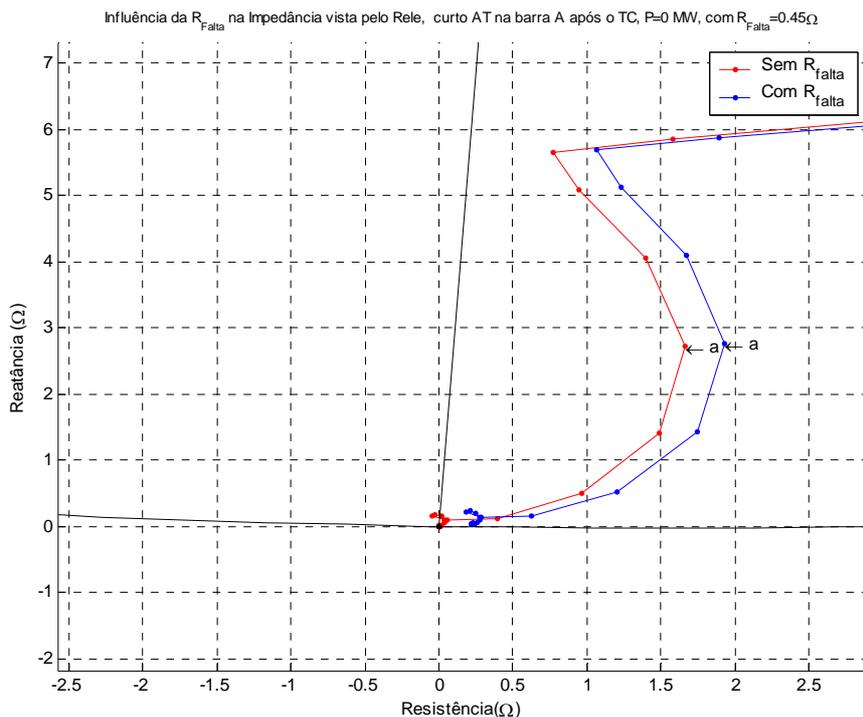


Figura 51 – Influência da resistência de arco na impedância da fase A vista pelo relé, falta AT na barra A após o TC, com potência de 0 MW.

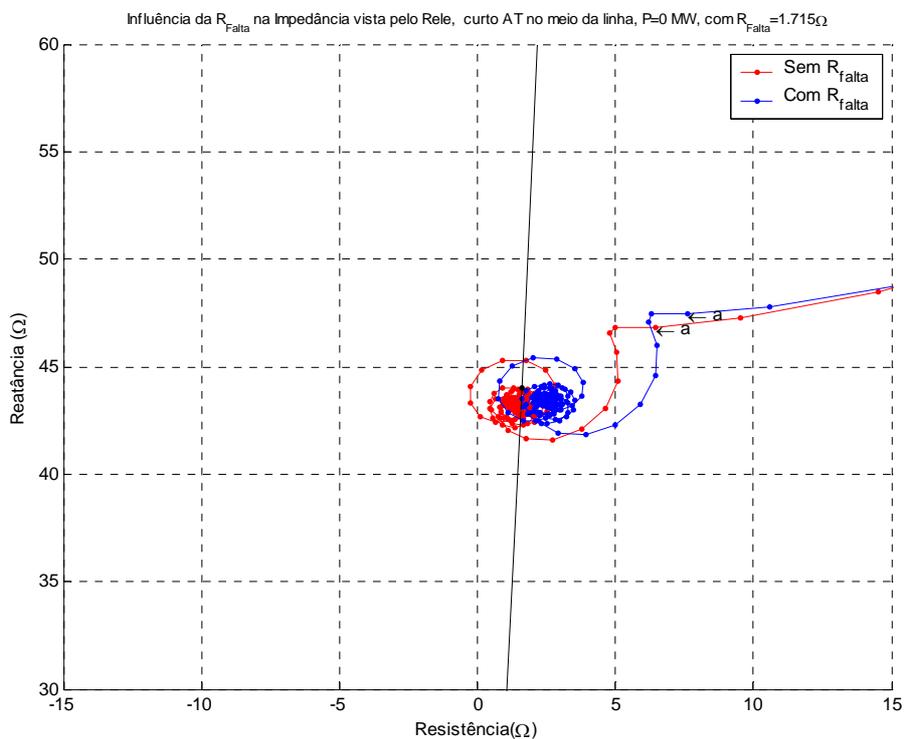


Figura 52 – Influência da resistência de arco na impedância da fase A vista pelo relé, falta AT no meio da linha, com potência de 0 MW.

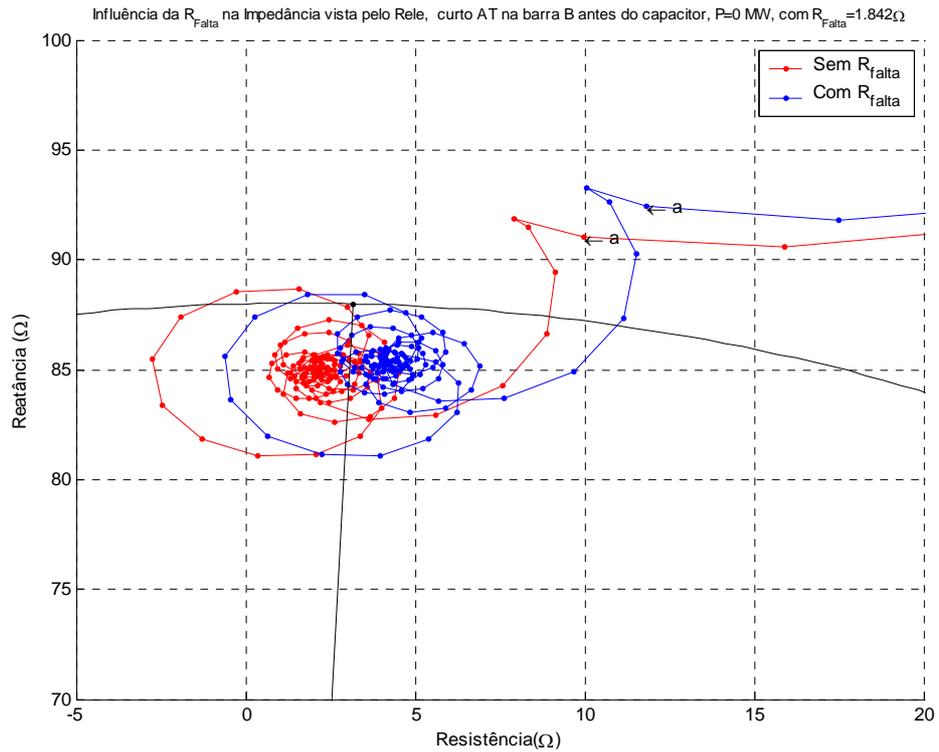


Figura 53 – Influência da resistência de arco na impedância da fase A vista pelo relé, falta AT na barra B antes do capacitor série, com potência de 0 MW.

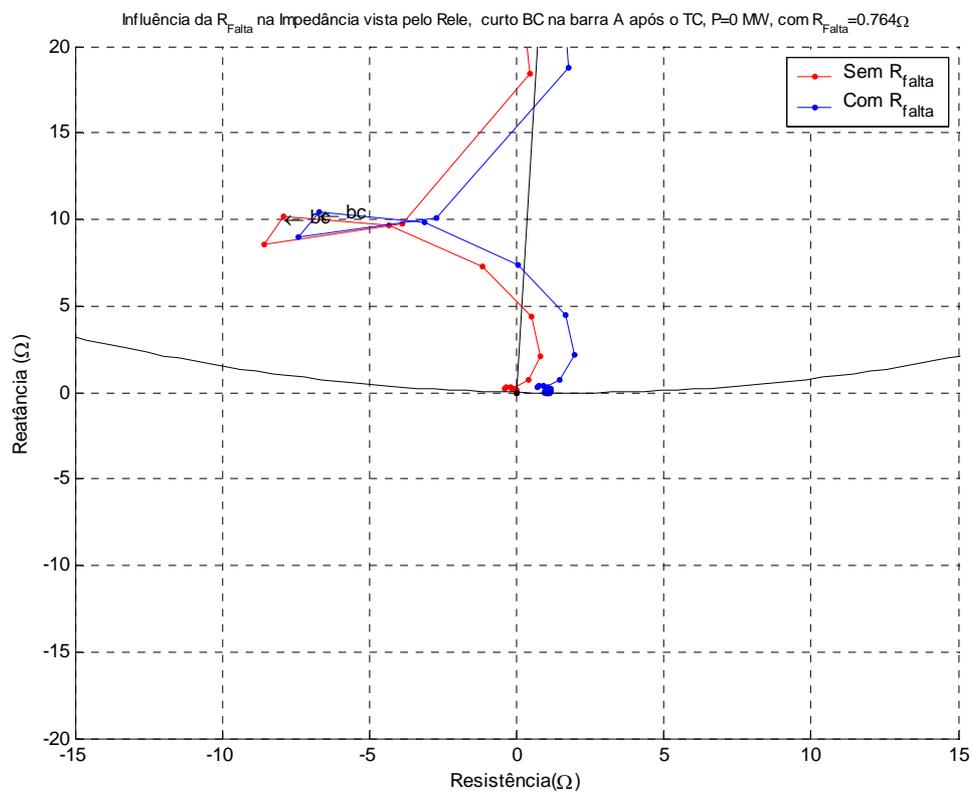


Figura 54 – Influência da resistência de arco na impedância do loop BC vista pelo relé, falta BC na barra A após o TC, com potência de 0 MW.

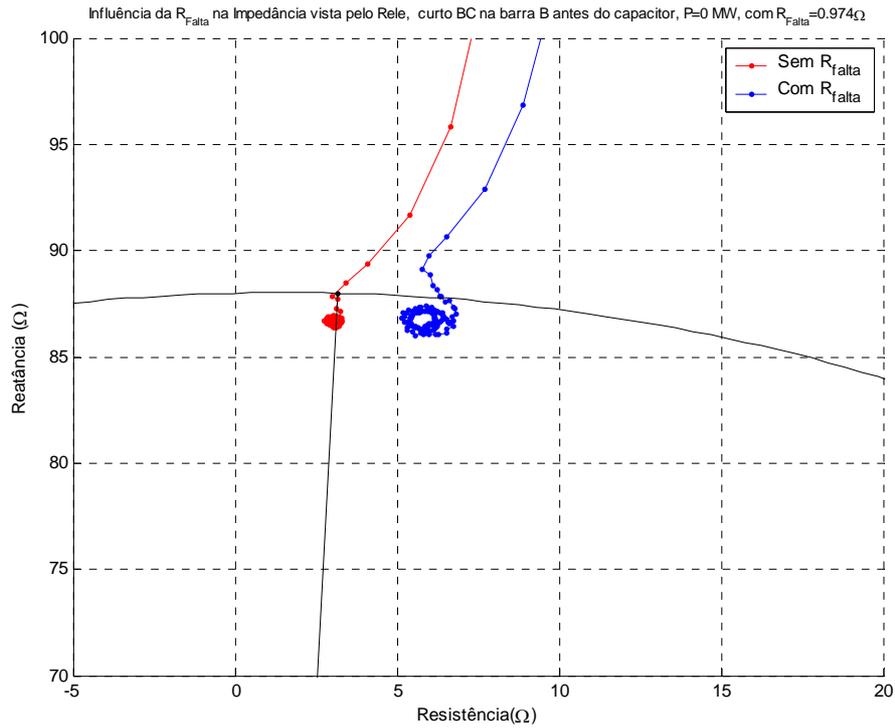


Figura 55 – Influência da resistência de arco na impedância do loop BC vista pelo relé, falta BC na barra B antes do capacitor série, com potência de 0 MW.

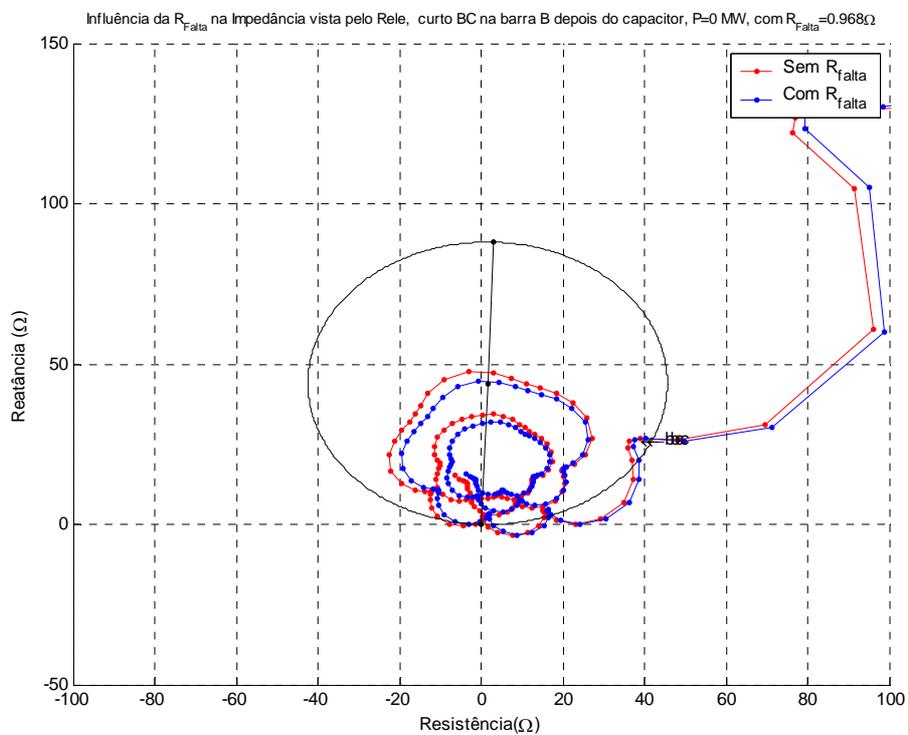


Figura 56 – Influência da resistência de arco na impedância do loop BC vista pelo relé, falta BC na barra B depois dos capacitores série, com potência de 0 MW.

Quando a falta se dá atrás da linha protegida, a montante da localização da proteção, a resistência de arco aparece como um decremento de resistência na impedância da linha no local da falta, como pode ser visto na Figura 57 e na Figura 58.

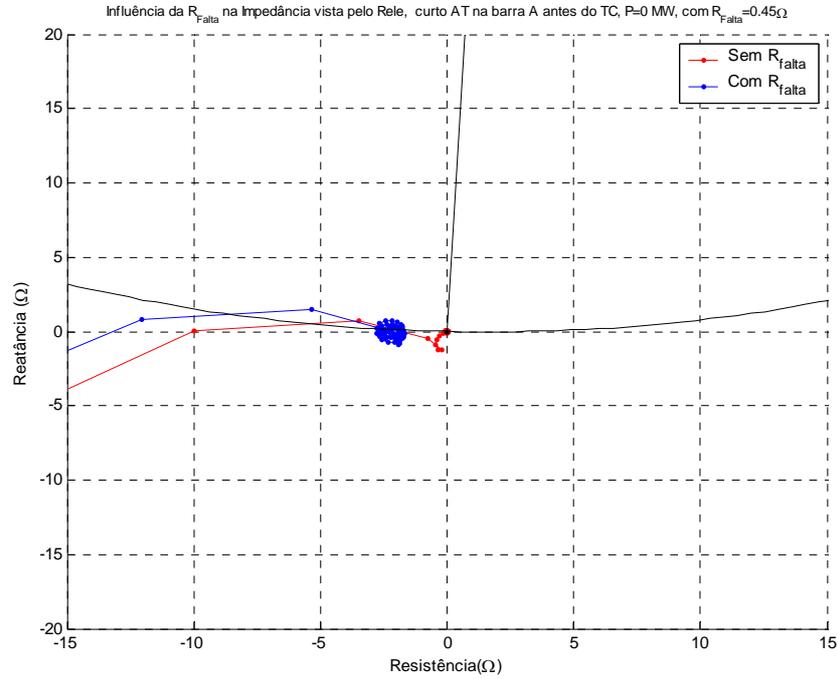


Figura 57 – Influência da resistência de arco na impedância da fase A vista pelo relé, falta AT na barra A antes o TC, com potência de 0 MW.

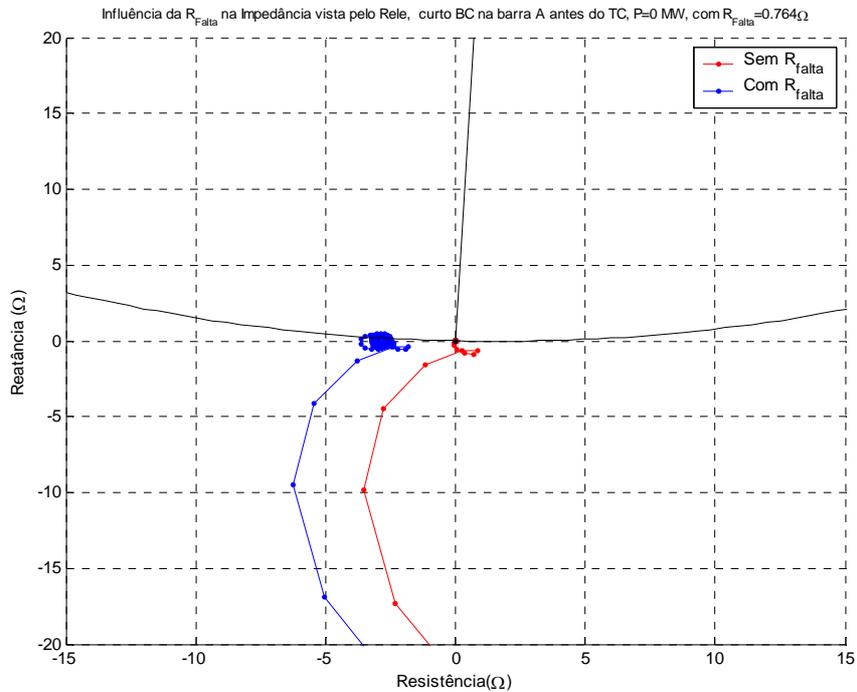


Figura 58 – Influência da resistência de arco na impedância do loop BC vista pelo relé, falta BC na barra A antes do TC, com potência de 0 MW.

5.3 EFEITO DO CARREGAMENTO

Uma falta em uma linha de transmissão não radial com resistência de falta e um carregamento diferente de zero, faz com que o terminal supervisionado pela proteção de distância enxergue, como visto no capítulo 3, não mais uma resistência, mas sim uma impedância. Essa impedância tanto pode apresentar um efeito equivalente indutivo quanto capacitivo, dependendo do sentido do carregamento.

Aqui é analisado o efeito de alguns carregamentos da linha para alguns locais de falta e mostrado os cuidados que se devem ter para não sobrealcançar ou subalcançar o ponto da linha que se quer proteger.

Quando a falta acontece sem resistência de falta, a aplicação de carregamentos diferentes na linha em nada interfere na impedância final de falta medida, como pode ser visto na Figura 59. Entretanto, como esse tipo de falta tem pequena probabilidade de ocorrência, estaremos, normalmente, diante de faltas com resistências de arco, quando não com resistências de pé de torre ou de objetos, bem mais elevadas que esta primeira.

Em todos os casos com resistência de falta o carregamento começa a interferir nas impedâncias dos loops e quanto maior é essa resistência de falta, maior é a reatância de incremento ou decremento na impedância de loop, além da própria resistência de falta que é inserida.

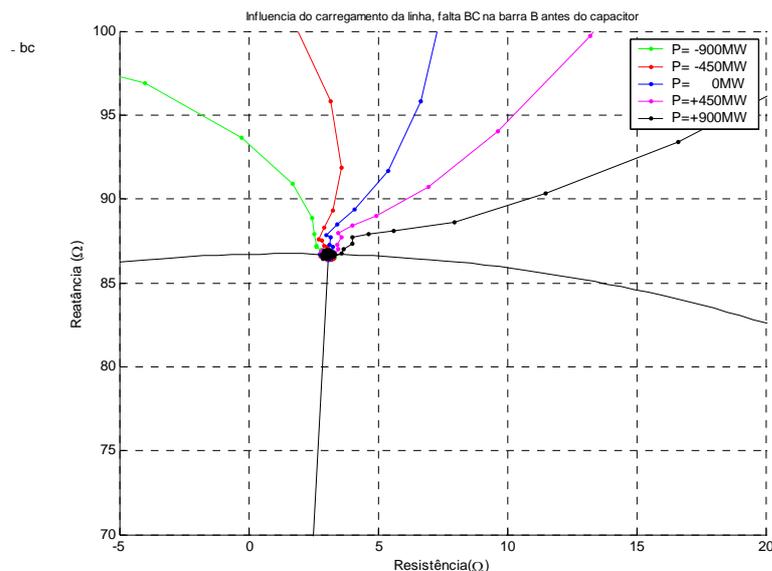


Figura 59 – Influência do carregamento para uma falta sem resistência, falta BC na barra B antes do capacitor série.

Para a mesma falta da Figura 59, quando é considerada uma resistência de arco, apesar de pequena pode ser observado, na Figura 60, um acréscimo ou decréscimo do reativo da impedância de falta.

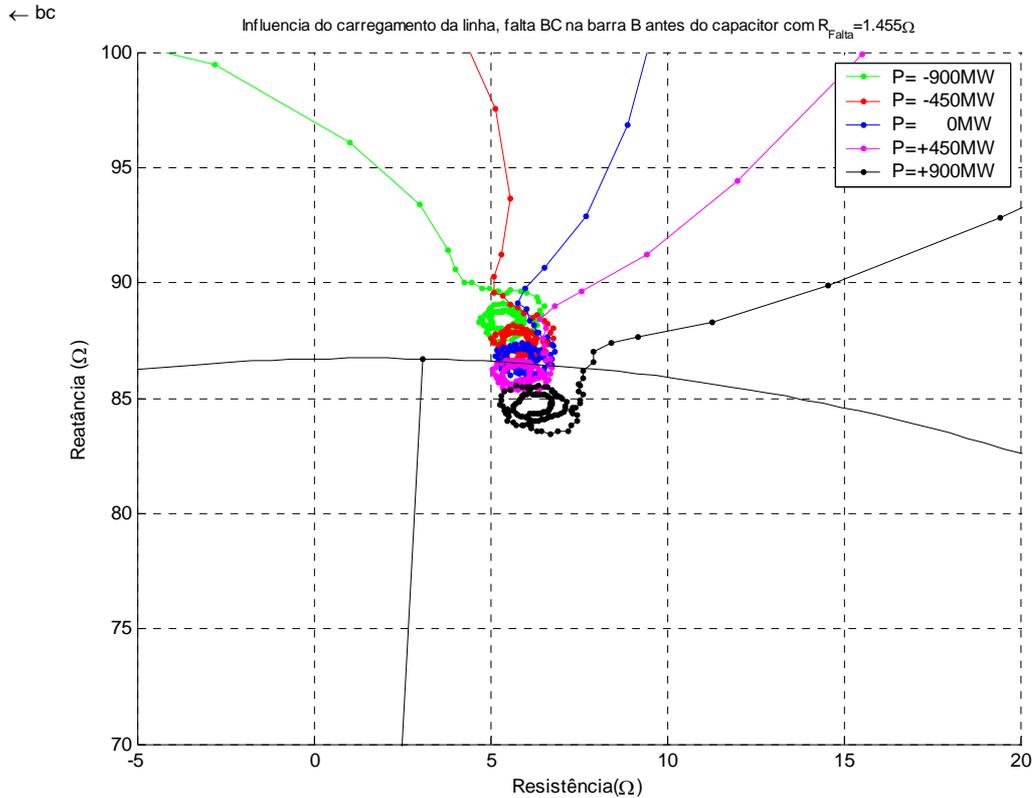


Figura 60 – Influência do carregamento para uma falta com resistência de arco, falta BC na barra B antes do capacitor série.

Para faltas no início da linha o deslocamento continua acontecendo, apesar das menores resistências de arco e menores incrementos de reatâncias nos loops. Esse fato se deve a menor resistência da linha, que diminui sua impedância à medida que a falta se aproxima do terminal da linha protegida e, ainda, em consequência das maiores correntes de falta que diminuem ainda mais as resistências de arco, segundo a fórmula de Warrington. A Figura 61 mostra que a variação de sobrealcance e subalcance é bem reduzido para faltas no início da linha.

Na mesma Figura 61, pode ser visto que uma consequência do carregamento para faltas com resistência de arco no início da linha é que a proteção pode não operar

DESEMPENHO DA PROTEÇÃO NO SISTEMA ANALISADO.

com carregamento de 900 e 450MW exportador. Alguma coisa deve ser feita para contornar esse caso. Uma das soluções que pode ser dada, é implementar um esquema de polarização diferente da convencional até aqui sugerida. Uma forma de polarização cruzada, na qual será experimentada uma contribuição das tensões nas fases sãs para a tensão processada pelo sistema de proteção, será implementada mais à frente.

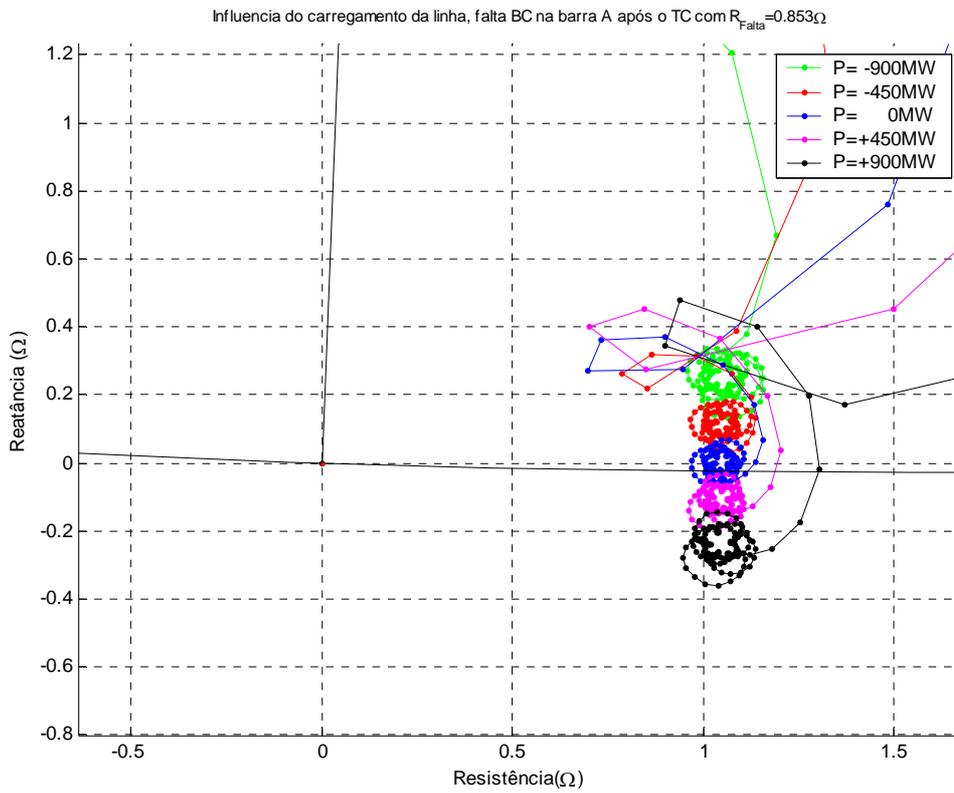


Figura 61 – Influência do carregamento para uma falta com resistência de arco, falta BC na barra A após o TC.

5.4 EFEITO DO INSTANTE DA FALTA

5.4.1 COMPONENTE APERIÓDICA DECRESCENTE DA CORRENTE DE FALTA

A Figura 62 mostra um circuito RL com uma chave aberta. Esse circuito pode ser usado para se entender o que acontece com a corrente deste circuito quando fechamos a chave S em instantes diferentes. Uma analogia pode ser feita a uma linha de transmissão sujeita a uma falta ocorrendo em instantes aleatórios.

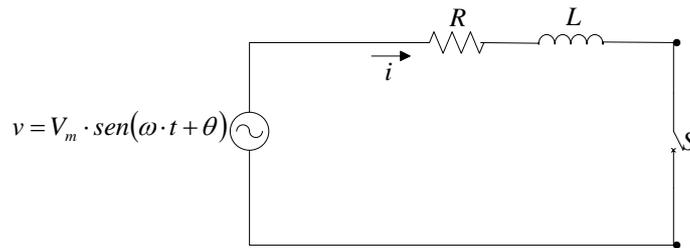


Figura 62 – Circuito RL

Da figura acima podemos tirar a equação de malha:

$$v = V_m \cdot \text{sen}(\omega \cdot t + \theta) = iR + L \frac{di}{dt} \quad (15)$$

Sabendo que $X_L = \omega L$ e resolvendo a equação diferencial para i obtemos:

$$i = \frac{V_M}{R} \text{sen}\left(\omega t + \theta - \tan^{-1} \frac{X_L}{R}\right) - \frac{V_M}{R} \text{sen}\left(\theta - \tan^{-1} \frac{X_L}{R}\right) \cdot e^{-tR/L} \quad (16)$$

Pela expressão 16 podemos ver que a primeira parcela corresponde à resposta do circuito, apresentando mesma forma que a grandeza de entrada, apenas defasada pelo ângulo da impedância do circuito RL. A segunda parcela é só função das condições iniciais, ou melhor dizendo, depende apenas do instante em que é fechada a chave “S”, Este instante inicial define o valor de θ .

Em um circuito RL série onde X_L é muito maior que R , como é o que acontece no caso de uma linha de transmissão, a corrente de falta na situação de regime permanente está próxima do valor máximo quando a tensão é zero. Portanto, se a forma de onda da tensão está próxima de zero quando acontece uma falta (fechamento da chave S), é exigido do circuito que ele forneça uma mudança instantânea elevada na

amplitude da corrente. Para prover esse aumento instantâneo na forma de onda da corrente total, uma corrente CC (componente aperiódica decrescente), de amplitude igual e oposta é produzida para manter a corrente total no valor inicial pré-falta. A componente aperiódica da corrente irá reduzir exponencialmente até zero, ao longo do tempo, em função da constante de tempo T, dada por L/R . Quanto mais indutivo for o circuito, mais longo será o período de queda. A componente desta forma de onda da corrente do sistema analisado está exemplificada na Figura 63.

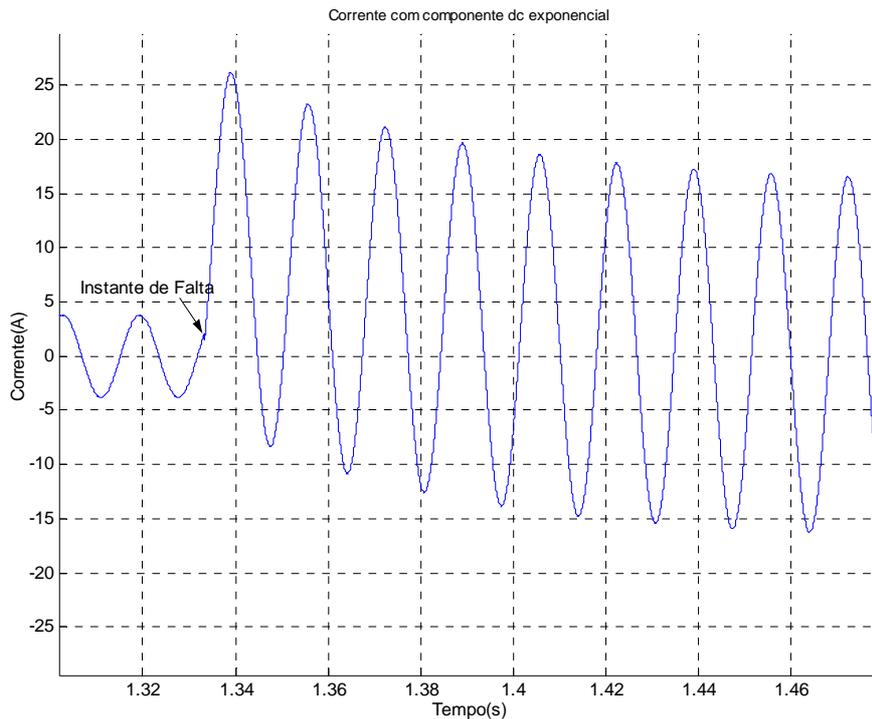


Figura 63 - Corrente I'_p com componente aperiódica decrescente.

5.4.2 TENSÕES E CORRENTES DE FALTA

Foram escolhidas as faltas fase-terra AT na barra A após o TC e fase terra AT na barra B para verificar o efeito referido acima. Confirmando os resultados da análise acima efetuada, foi constatado que a maior componente aperiódica decrescente acontece quando a tensão da fase em falta está próxima a zero.

O carregamento influenciou pouco as correntes de falta. Entretanto, mesmo assim, a pior condição ocorreu na situação de carregamento nulo, como pode ser visto na Figura 64. A falta foi aplicada com tensão zero em todos os casos já que o instante da

falta é o principal causador da corrente aperiódica decrescente.

A resistência de arco pouco influenciou nos valores de pico das correntes de falta analisadas, devido, principalmente, aos baixos valores das resistências de arco calculados. Foi verificado, entretanto, um ligeiro aumento da componente aperiódica decrescente no caso sem resistência de arco. Um exemplo está ilustrado na Figura 65.

A corrente e tensão de uma fase de entrada para os relés de proteção V_{outi} e V_{outv} , respectivamente, possuem o mesmo atraso de fase a 60 Hz em relação aos seus primários. Isto se deve ao fato do mesmo filtro analógico de Butterworth ter sido usado nas saídas dos TCs e DCPs. Além do atraso de fase, também é percebida uma atenuação das amplitudes. Ambas as grandezas, atraso e atenuação podem ser obtidas através da análise da função de transferência do filtro analógico. É importante essa informação neste ponto do trabalho, já que as correntes e tensões dos primários dos TC's e DCP's bem como as correntes e tensões de entrada nos relés de proteção serão vistas, daqui para frente, com grande frequência nos gráficos de tensões e correntes da falta.

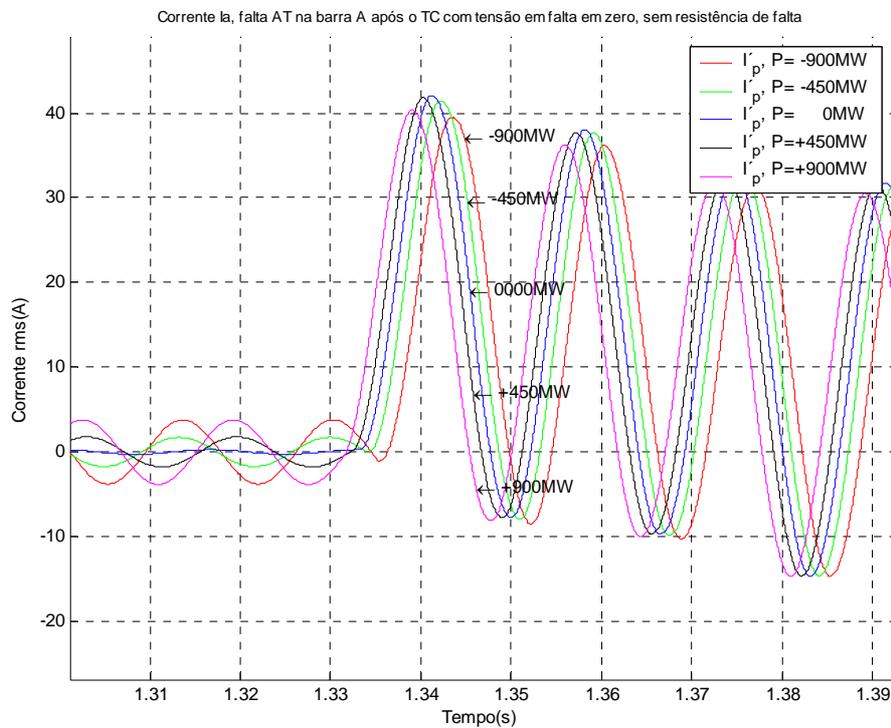


Figura 64 – Influência do carregamento da linha na componente aperiódica decrescente da corrente I'_p da fase A.

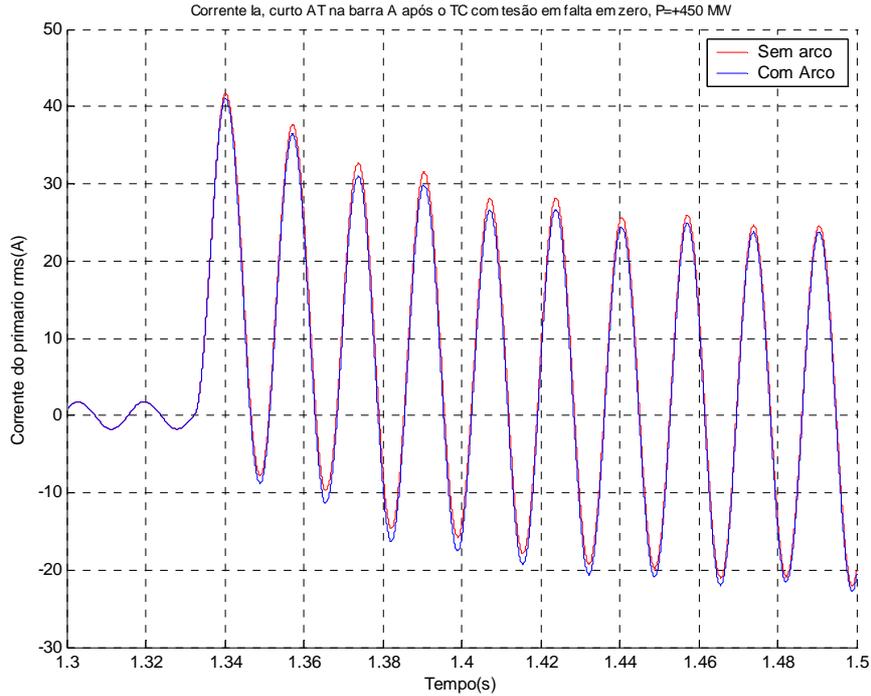


Figura 65 – Influência da resistência na componente aperiódica decrescente da corrente I'_p

A Figura 66 mostra que a corrente I'_p da fase A chegou próximo dos 42 A no primeiro semi-ciclo de falta e após alguns ciclos se estabilizou em torno de 24 A.

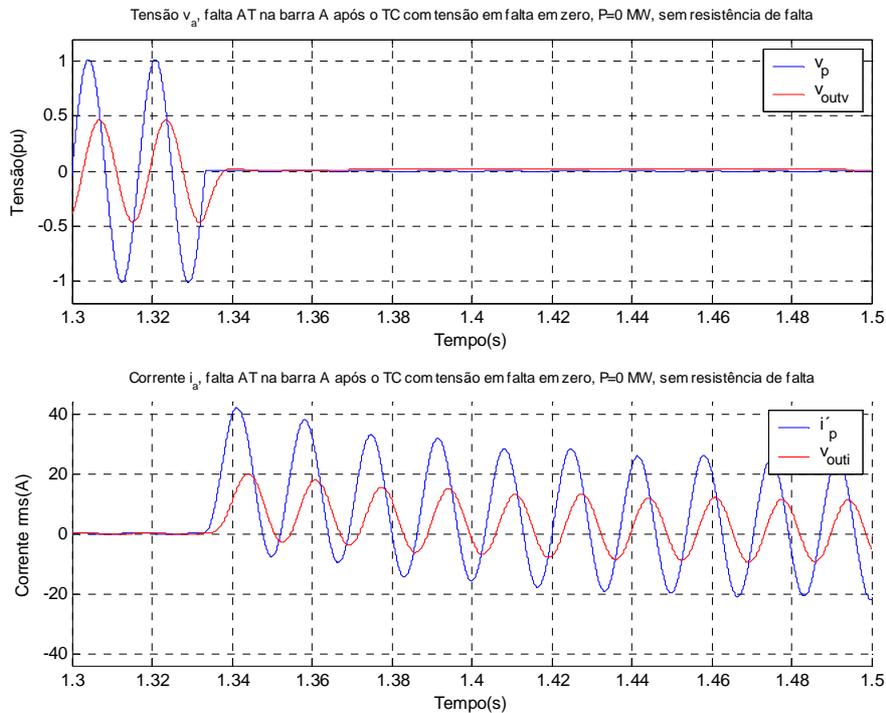


Figura 66 – Correntes e tensões da fase A com curto AT na barra A após o TC com tensão da fase em falta em zero no instante de falta, com potência de 0 MW e sem resistência de arco.

Na Figura 67 é mostrado que, quando no instante de falta a tensão da fase em falta está no seu máximo, não se observa, na fase pós-falta, qualquer componente aperiódica decrescente na corrente da fase A.

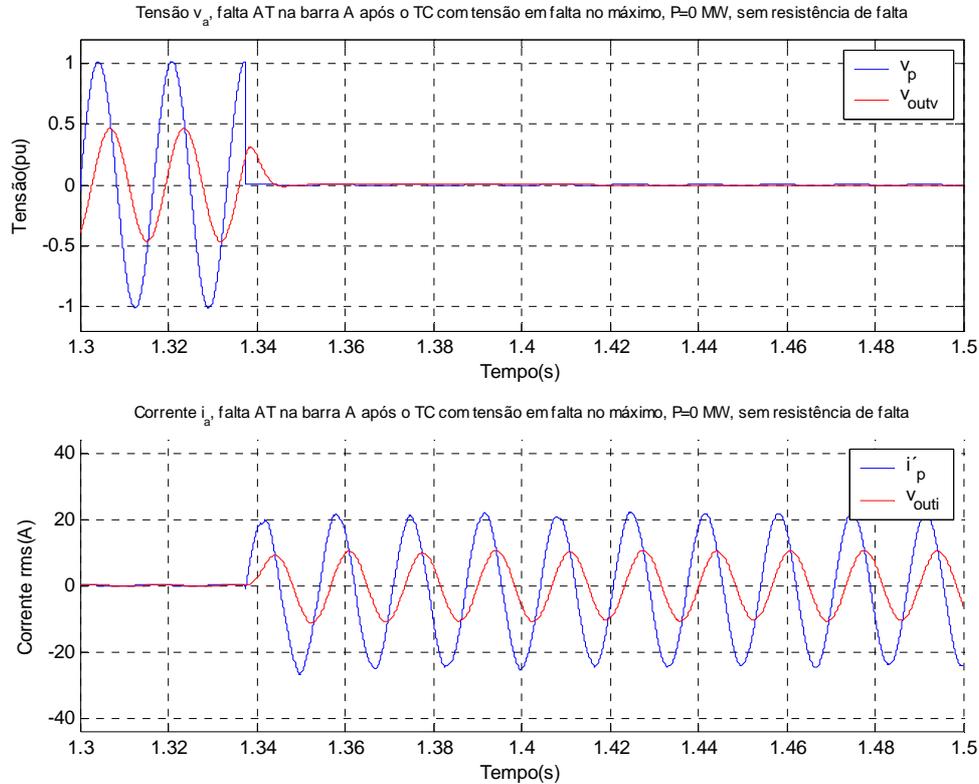


Figura 67 – Correntes e tensões da fase A com curto AT na barra A após o TC com tensão da fase em falta no máximo no instante de falta, com potência de 0 MW e sem resistência de falta.

A Figura 68 mostra que a exportação de 900 MW de potência não afeta consideravelmente a componente aperiódica decrescente. O valor da corrente I'_p logo após a falta ficou em torno de 40 A, bem próximo dos 42 A do valor com potência zero da Figura 66. Da mesma maneira, após poucos ciclo, a corrente de saída não apresenta mais componente aperiódica decrescente.

A Figura 69 mostra o caso com valor intermediário de tensão no instante de falta, com exportação de 900 MW. Podemos ver que o pico da corrente refletida ao secundário (I'_p) está em um valor intermediário entre aqueles para as faltas com tensão zero (Figura 68) e com tensão no máxima (Figura 70).

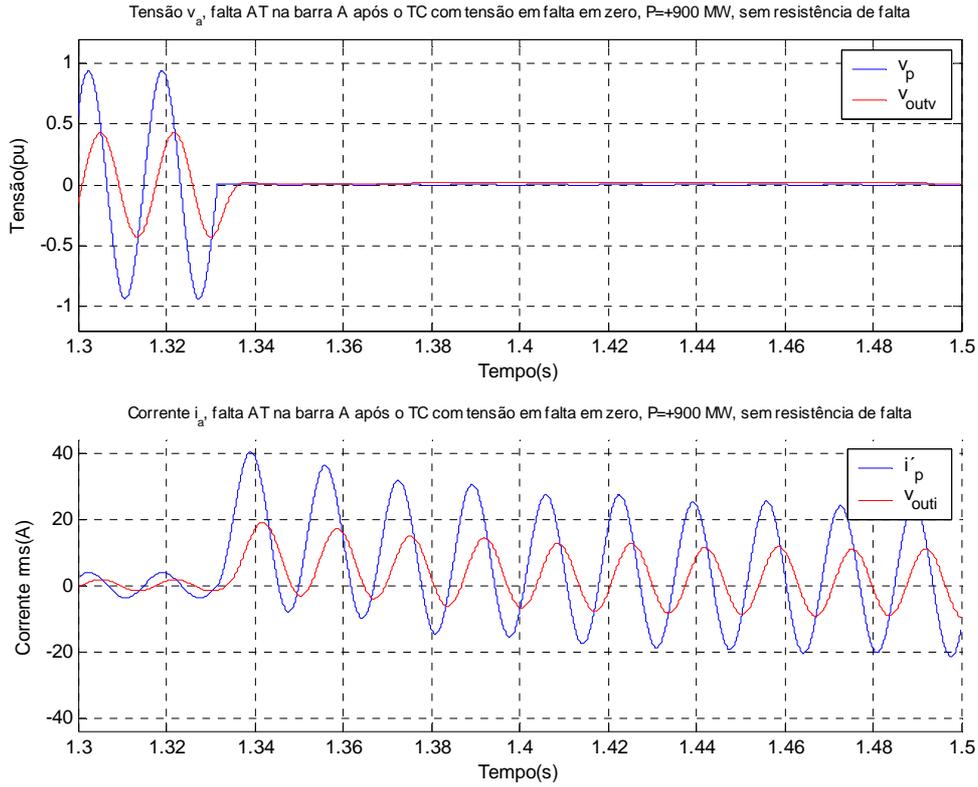


Figura 68 – Correntes e tensões da fase A com curto AT na barra A após o TC com tensão da fase em falta em zero no instante de falta, com exportação de potência de 900 MW e sem resistência de falta.

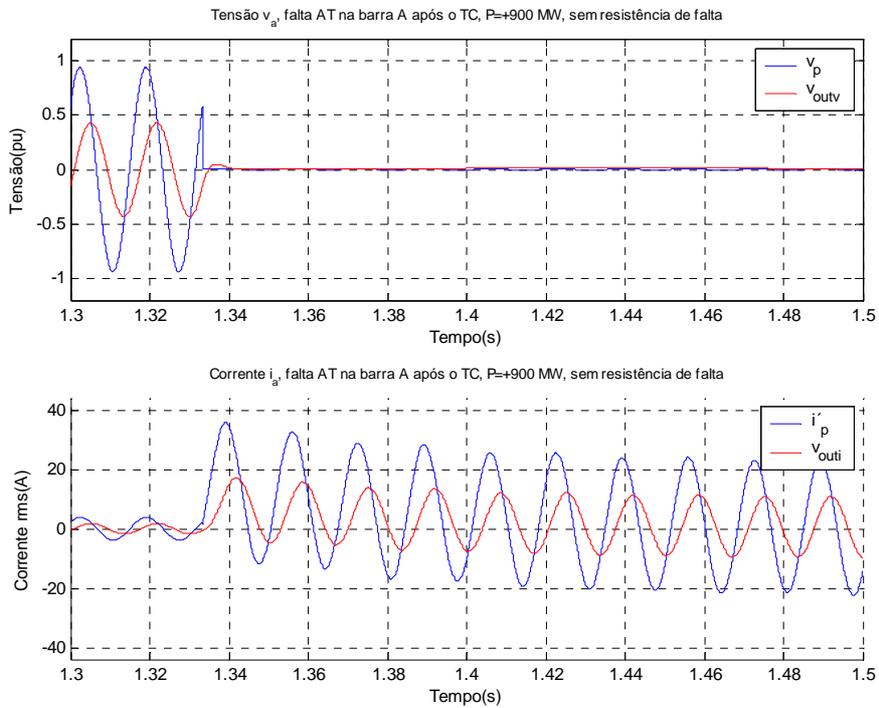


Figura 69 – Correntes e tensões da fase A com curto AT na barra A após o TC com tensão da fase em falta em valor intermediário entre zero e máxima no instante de falta, com exportação de potência de 900 MW e sem resistência de falta.

A Figura 70 mostra o caso com tensão da fase em falta no máximo no instante da falta, com exportação de 900 MW. Podemos ver que a corrente I'_p não possui componente aperiódica decrescente.

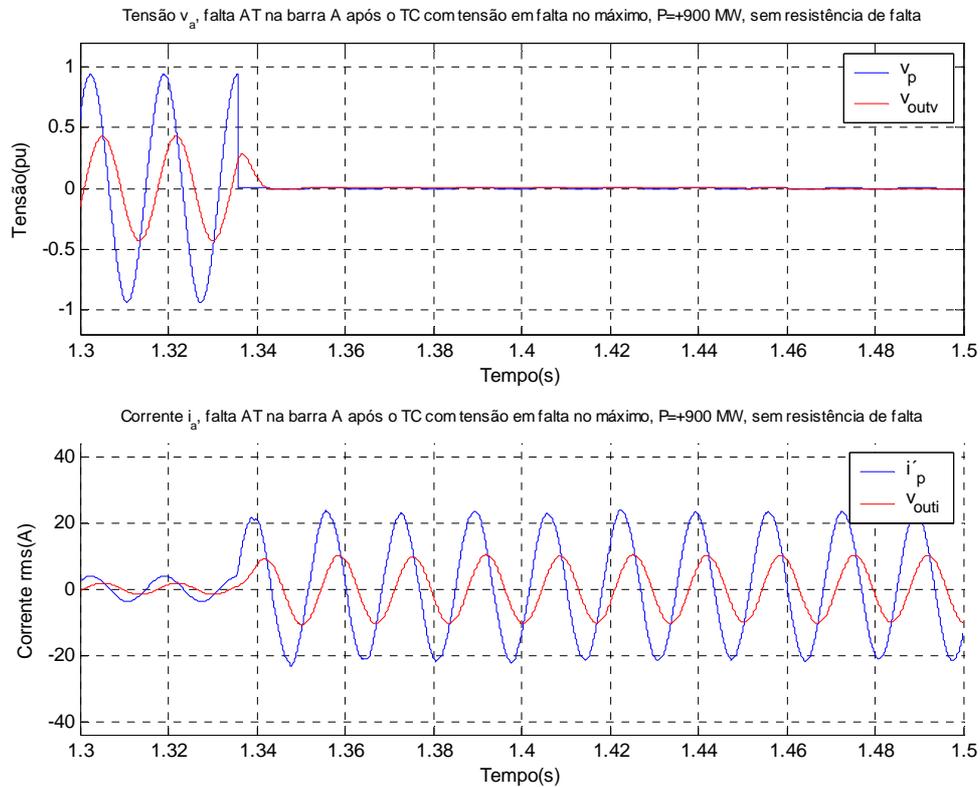


Figura 70 – Correntes e tensões da fase A com curto AT na barra A após o TC com tensão da fase em falta no máximo no instante de falta, com exportação de potência de 900 MW e sem resistência de falta.

A Figura 71 mostra o caso para tensão da fase em falta igual a zero no instante de falta, com importação de potência de 900MW. Comparando com o caso da Figura 68 (exportação de potência de 900MW), não foi verificada grande diferença na corrente I'_p nos últimos ciclos como também nos valores de pico dos primeiros ciclos.

A Figura 72 mostra o caso para tensão da fase em falta no instante de falta no máximo, com importação de potência de 900MW. Comparando com o caso da Figura 70 (exportação de potência de 900MW), não foi verificada grande diferença na corrente I'_p nos últimos ciclos como também nos valores de pico dos primeiros ciclos.

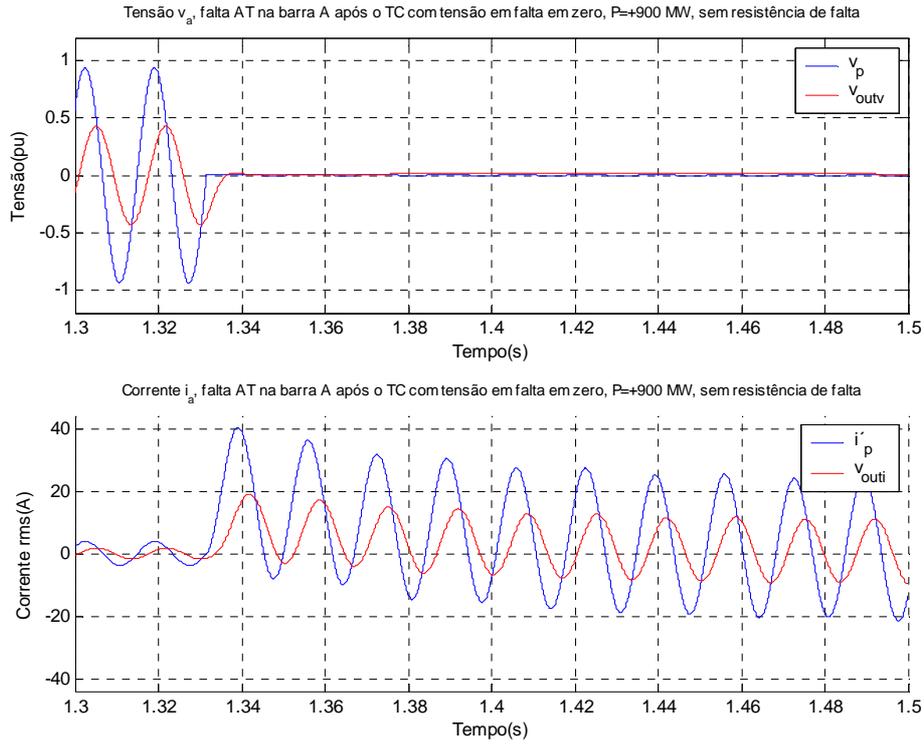


Figura 71 – Correntes e tensões da fase A com curto AT na barra A após o TC com tensão da fase em falta em zero no instante de falta, com importação de potência de 900 MW e sem resistência de falta.

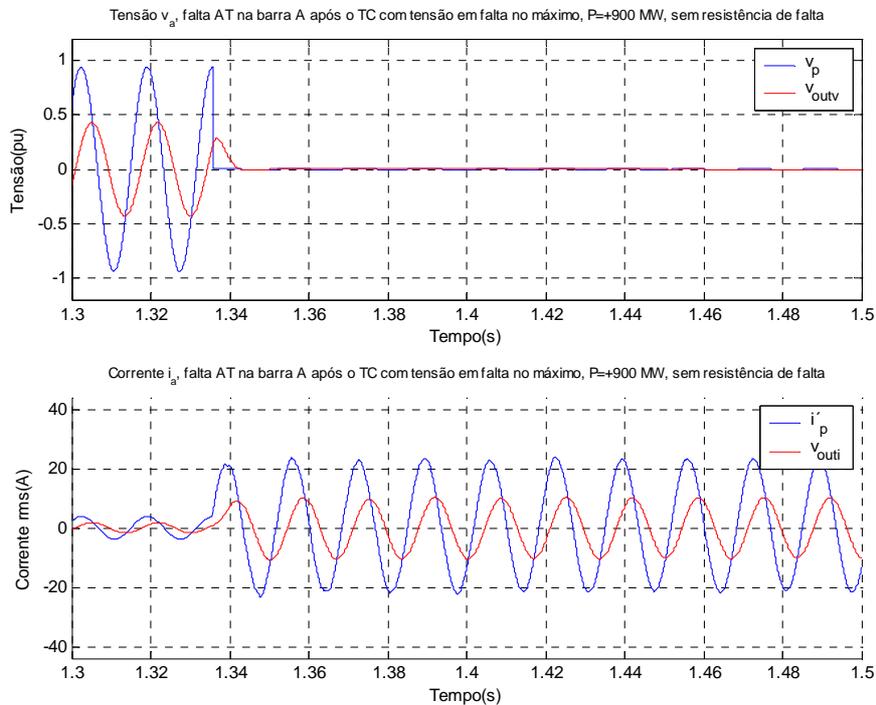


Figura 72 – Correntes e tensões da fase A com curto AT na barra A após o TC com tensão da fase em falta no máximo no instante de falta, com importação de potência de 900 MW e sem resistência de falta.

5.4.3 DIAGRAMA R-X DAS IMPEDÂNCIAS DE FALTA

Os diagramas R – X apresentam o comportamento dinâmico (caminho percorrido) das impedâncias desde o estado pré-falta até o valor final, ou seja, o valor após a estabilização das impedâncias. Estão plotados no diagrama dois ciclos antes da falta (período pré-falta) e dez ciclos durante a falta (período de falta). O círculo em preto na trajetória das impedâncias informa que um ciclo de falta já se passou e a distância de um ponto a outro, 1/16 de ciclo, como pode ser visto na Figura 73. Como era esperado, após um pouco mais de 1,5 ciclo após a falta, as impedâncias estão chegando próximas ao valor de estabilização.

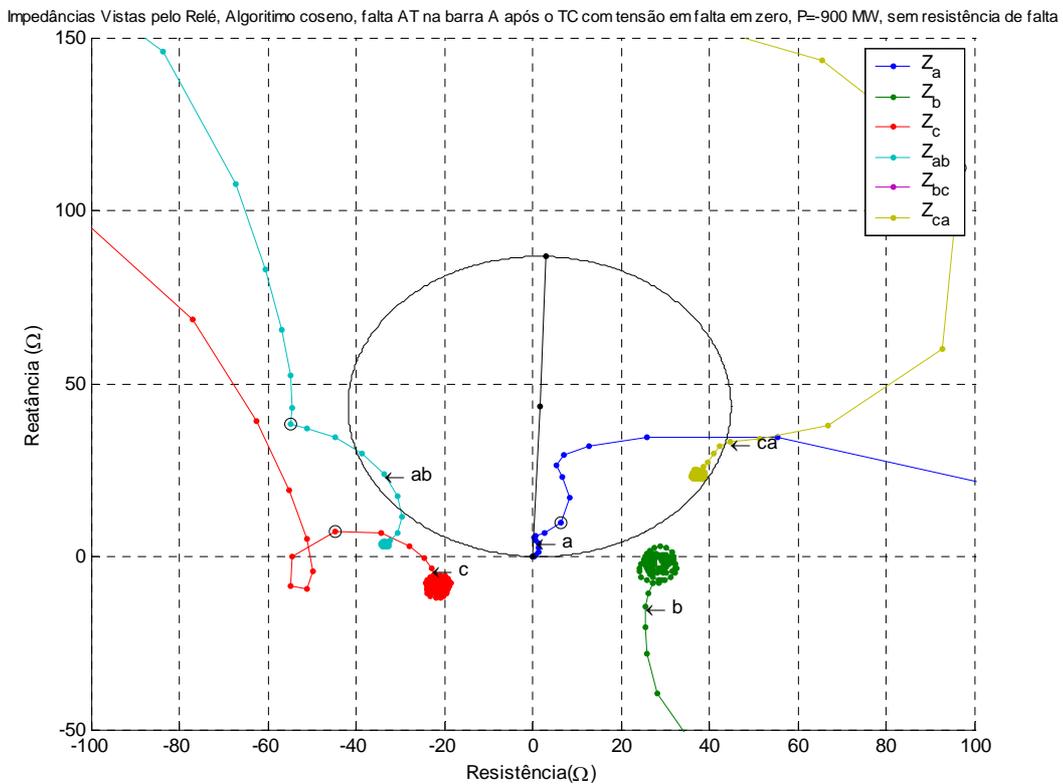


Figura 73 – Impedâncias vistas pelo relé, curto AT na barra A após o TC com tensão da fase em falta em zero no instante de falta, com importação de potência de 900 MW e sem resistência de falta.

Um relé de distância que possui como entrada uma corrente com componente aperiódica decrescente mede, a grosso modo, uma impedância menor que a normal durante o tempo em que persistir esta componente, o que pode levar a um sobrealcance. Comparando a Figura 73 com a Figura 74, podemos ver que no instante que se completa um ciclo de falta, representado pelo círculo preto em torno dos pontos da curva, o valor da impedância, quando a falta ocorre no instante de tensão zero é bem

menor que no caso em que a falta ocorre no instante de tensão máxima, para um importação de 900MW. O mesmo acontece para todos os casos, como pode ser visto na Figura 75 e na Figura 76, em que as condições de carregamento e arco são representadas. Podemos notar também que o caminho dinâmico da impedância é bem diferente, o que demonstra a importância de se conhecer efetivamente esse caminho para evitar uma operação indevida da proteção.

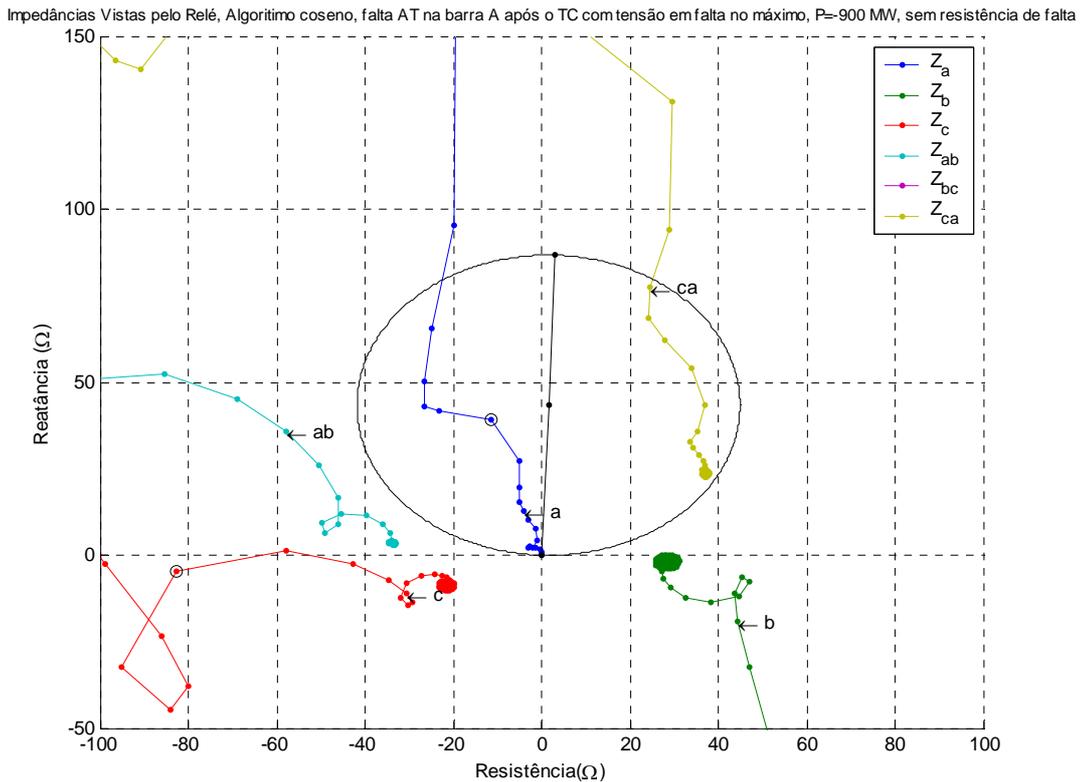


Figura 74 – Impedâncias vistas pelo relé, curto AT na barra A após o TC com tensão da fase em falta no máximo no instante de falta, com importação de potência de 900 MW e sem resistência de falta.

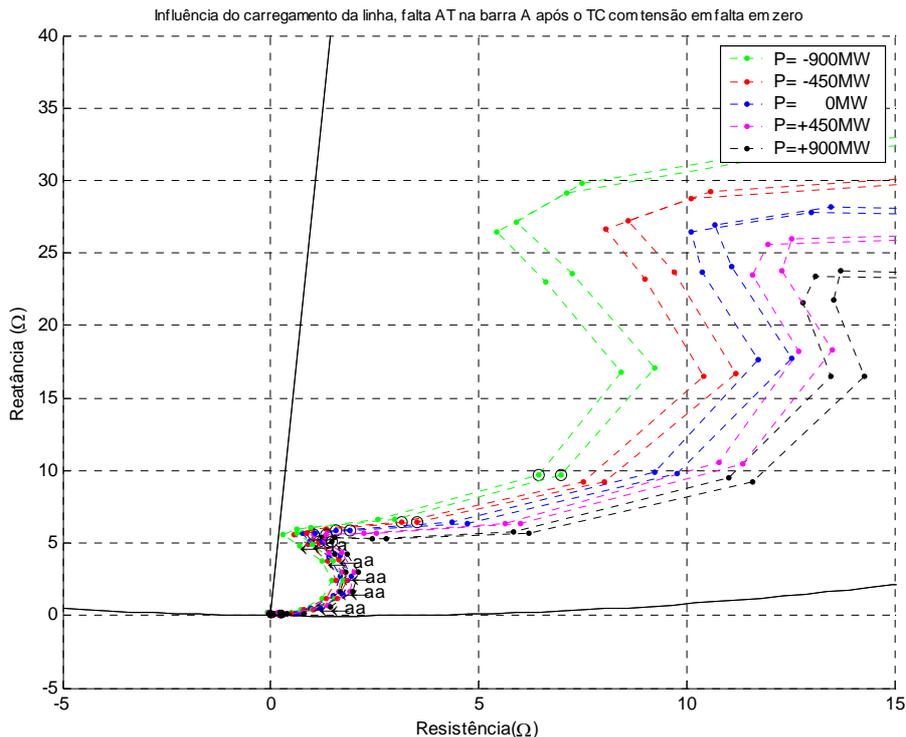


Figura 75 – Impedâncias vistas pelo relé, fase A, curto AT na barra A após o TC com tensão da fase em falta no máximo no instante de falta, para as potências de 900, 450, 0, -450 e -900 MW, com e sem resistência de falta.

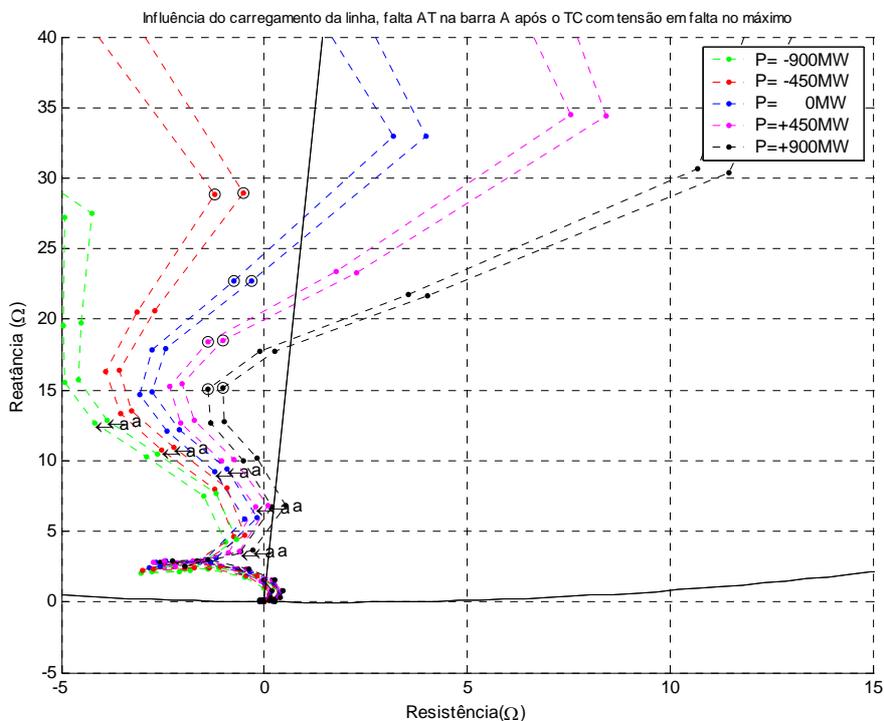


Figura 76 – Impedâncias vistas pelo relé, fase A, curto AT na barra A após o TC com tensão da fase em falta em zero no instante de falta, para as potências de 900, 450, 0, -450 e -900 MW, com e sem resistência de falta.

5.5 EFEITO DA SATURAÇÃO DOS TC

As informações retiradas das impedâncias de loop são fundamentais para definir as condições necessárias para operação da proteção de distância. Essas impedâncias são calculadas utilizando as tensões e correntes da linha a ser protegida. Uma eventual saturação do TC pode resultar em erros na definição das impedâncias de falta. A saturação pode acontecer devido:

- À não consideração do efeito da componente dependente do instante de falta, conhecida como componente aperiódica decrescente e que introduzem um nível CC superposto a forma de onda de corrente,
- Ao crescimento dos níveis de curto circuito,
- Ao aumento das impedâncias dos secundários dos TC's por acúmulo de equipamentos ligados em série em seus secundários.

Esta parte do trabalho indica as conseqüências da saturação para uma proteção de distância, a partir de casos simulados, com ocorrência do efeito de saturação, apresentados nos diagramas R-X. A conseqüência é o aumento das correntes de magnetização como pode ser observado nos gráficos das correntes e tensões primárias, das correntes e tensões secundárias e da corrente de magnetização. No diagrama R-X resulta distorção das impedâncias vistas.

A saturação é forçada a ocorrer pela substituição da resistência secundária do TC de $1\ \Omega$ por uma outra de $8\ \Omega$. Isto resulta em saturação em algumas faltas, que possuem a componente aperiódica decrescente em amplitudes elevadas.

A Figura 77 mostra o diagrama R-X com todos os loops representados, para um caso de falta AT na barra A após o TC e que resultou em saturação dos TC's. Pode-se notar que as impedâncias das fases sãs oscilam durante muitos ciclos até que os sinais das corrente se estabilizam com o fim da saturação, após redução da componente aperiódica a valores desprezíveis. A característica do loop AT em falta não se altera, pois a falta se deu na origem, quando a tensão cai a zero e o valor da corrente pouco influencia no valor da impedância.

A saturação começa a se verificar quase um ciclo e meio depois da falta, como pode ser visto na Figura 78 e a saturação é melhor vista através da corrente I_{exc} que é

igual a diferença $I'_p - I_s$. Portanto, até um ciclo e meio após a falta, o caminho percorrido pelas impedâncias com e sem saturação é a mesmo. Mas, se a falta fosse aplicada em outro lugar que não a origem, a corrente, como denominador no cálculo das impedâncias de loop, influenciaria naturalmente a determinação da impedância vista na relação tensão/corrente. Conclui-se, portanto, que não se pode correr o risco de um aumento da impedância dos secundários dos TC's indiscriminadamente, pois isto levaria a ocorrência da saturação cada vez mais perto do instante da falta.

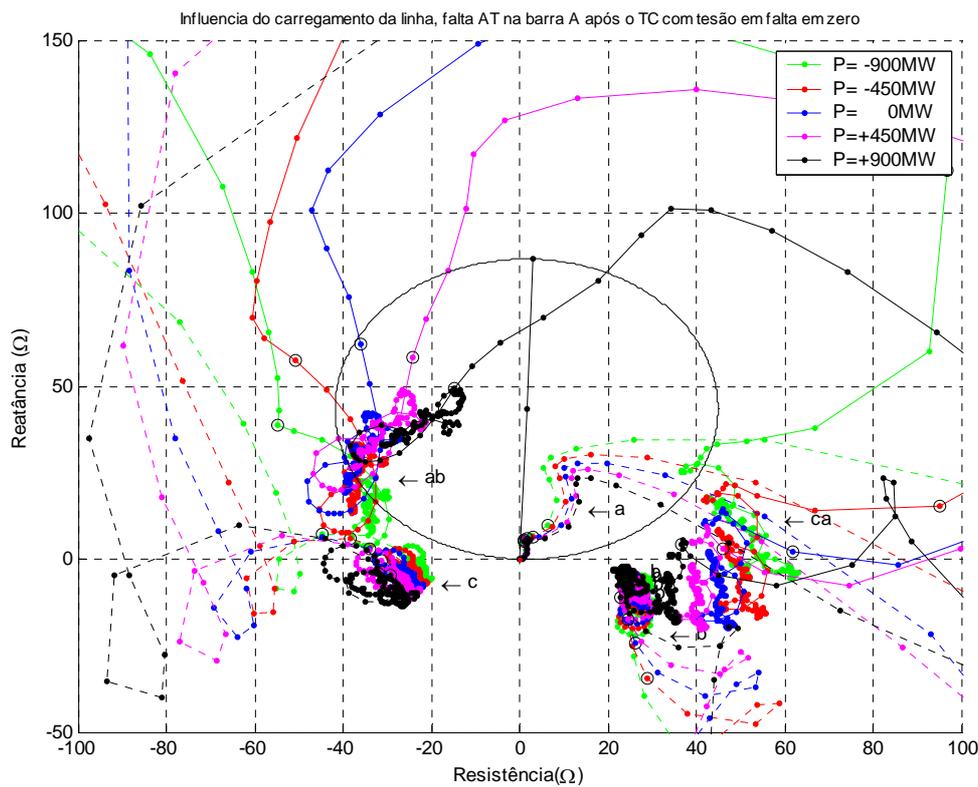


Figura 77 - Diagrama R-X de uma falta AT na barra A após o TC, com saturação dos TCs.

A Figura 79 e a Figura 80 mostram as grandezas para o mesmo caso associado a Figura 77 e a Figura 78, respectivamente, mas agora com um burden de 1Ω , o que evita os efeitos de saturação do TC.

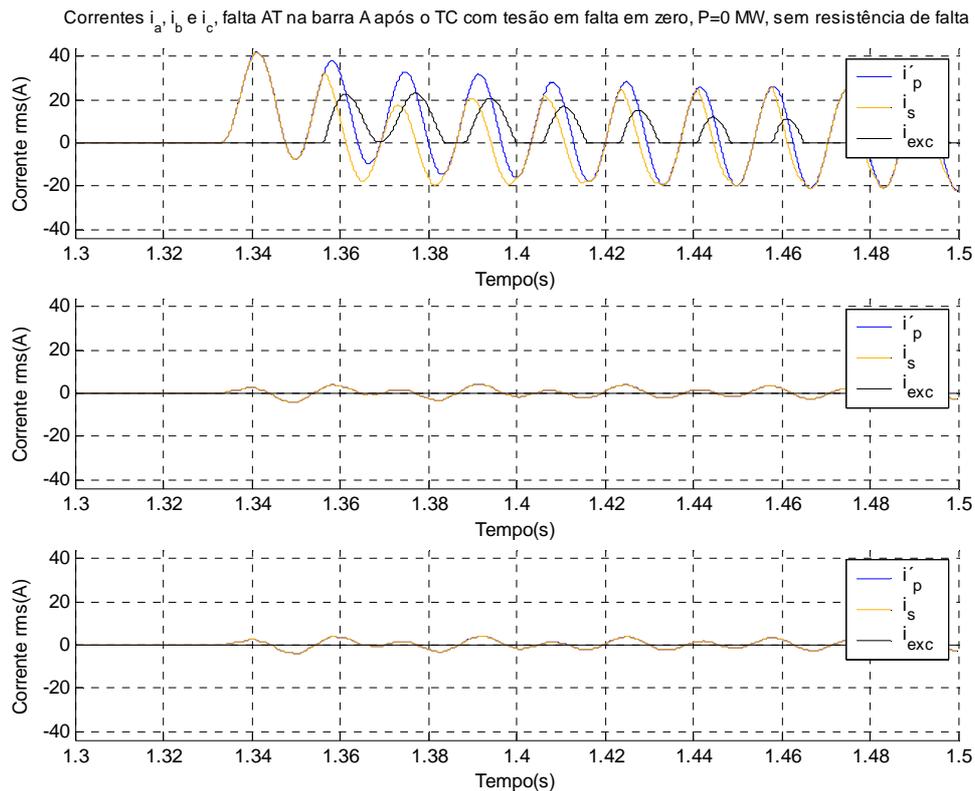


Figura 78 - Correntes das fases para uma falta AT na barra A após o TC, com saturação dos TCs

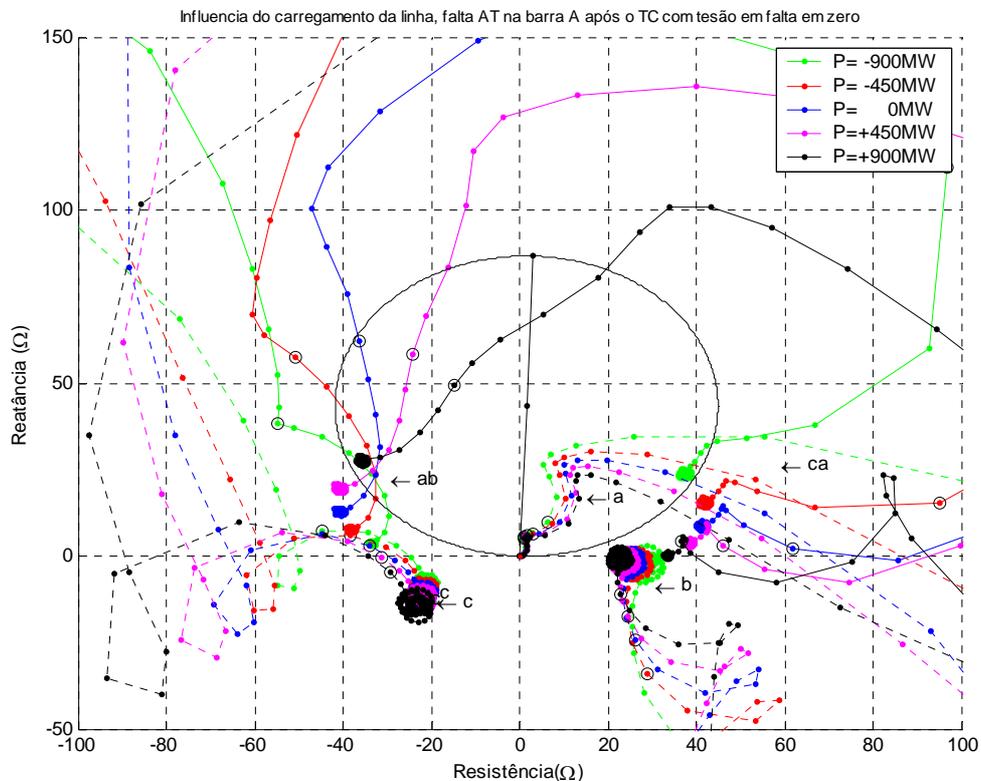


Figura 79 - Diagrama R-X de uma falta AT na barra A após o TC, sem saturação dos TCs.

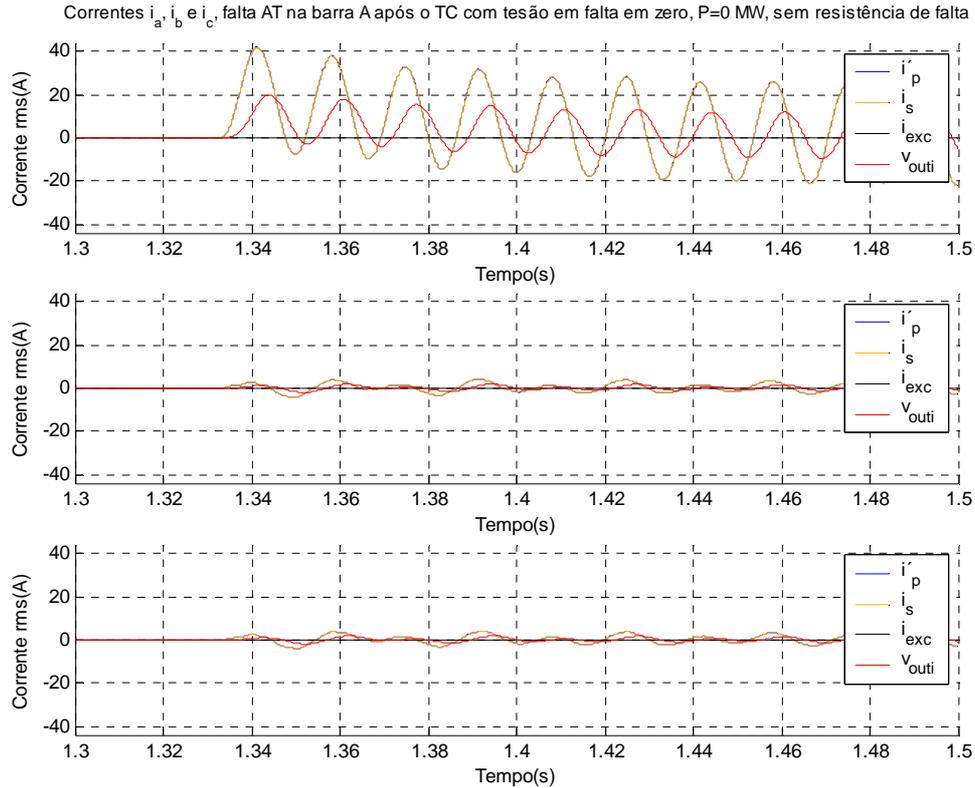


Figura 80 - Correntes das fases para uma falta AT na barra A após o TC, sem saturação dos TC's

Não será mais utilizada a falta AT para verificar os efeitos da saturação resultante de curtos em outros pontos do sistema, já que as simulações para curto no meio da linha AB, mesmo que as correntes estejam poluídas com componentes aperiódicas decrescentes, não indicam presença de saturação para o sistema analisado. Portanto, para provocar saturação em caso de faltas em outros pontos do sistema, seria necessário mudar o burden do secundário do TC outra vez, sendo que o efeito já foi mostrado para as faltas AT na barra A. Ao contrário da falta AT, a falta trifásica no meio da linha AB continua saturando algumas correntes, como pode ser visto no diagrama R-X da Figura 81, para o loop AC e diversos carregamentos. A corrente da fase A começa a saturar após 3,5 ciclos da falta e, portanto, não interferiria na resposta do sistema de proteção, que opera, no máximo, em 2 ciclos, como indica a Figura 82.

Apesar da saturação de um dos loops, as faltas ABC sempre levariam à operação do sistema de proteção, a não ser que a saturação seja muito elevada. A considerar que, em condições normais, pelo menos uma fase não saturaria pela componente aperiódica decrescente, devido as defasagens entre as fases. Entretanto, a saturação seria crítica para faltas AT, quando somente o próprio loop AT tem condição de enxergar a falta.

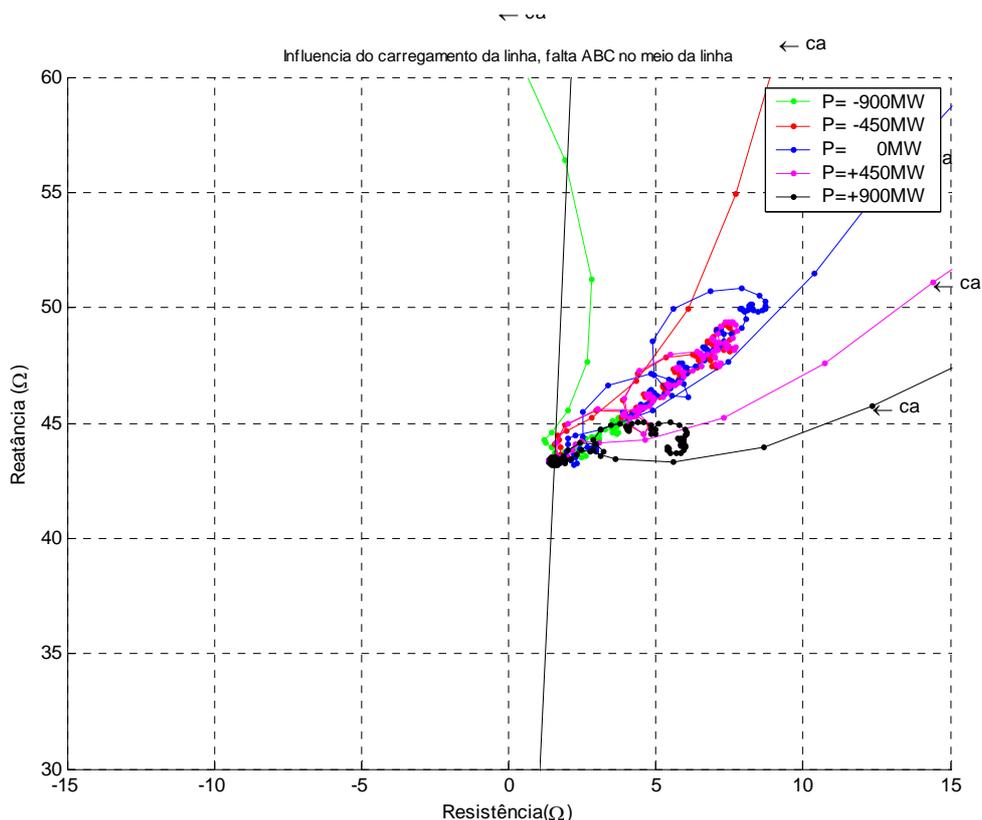


Figura 81 - Diagrama R-X para uma falta ABC no meio da linha, impedância do loop CA, com saturação dos TCs.

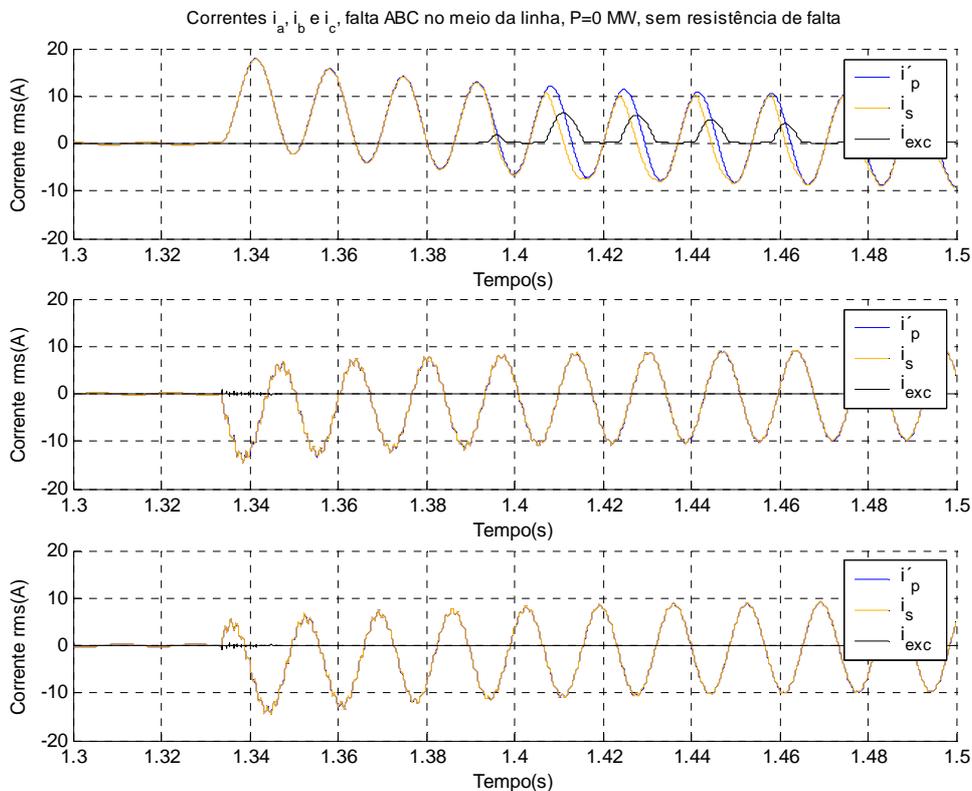


Figura 82 - Correntes das fases para uma falta ABC no meio da linha, com saturação dos TCs.

A Figura 83 mostra o diagrama para o mesmo caso da Figura 81 só que agora sem os efeitos de saturação. Fica evidente a necessidade de se evitar a saturação dos TC's de proteção.

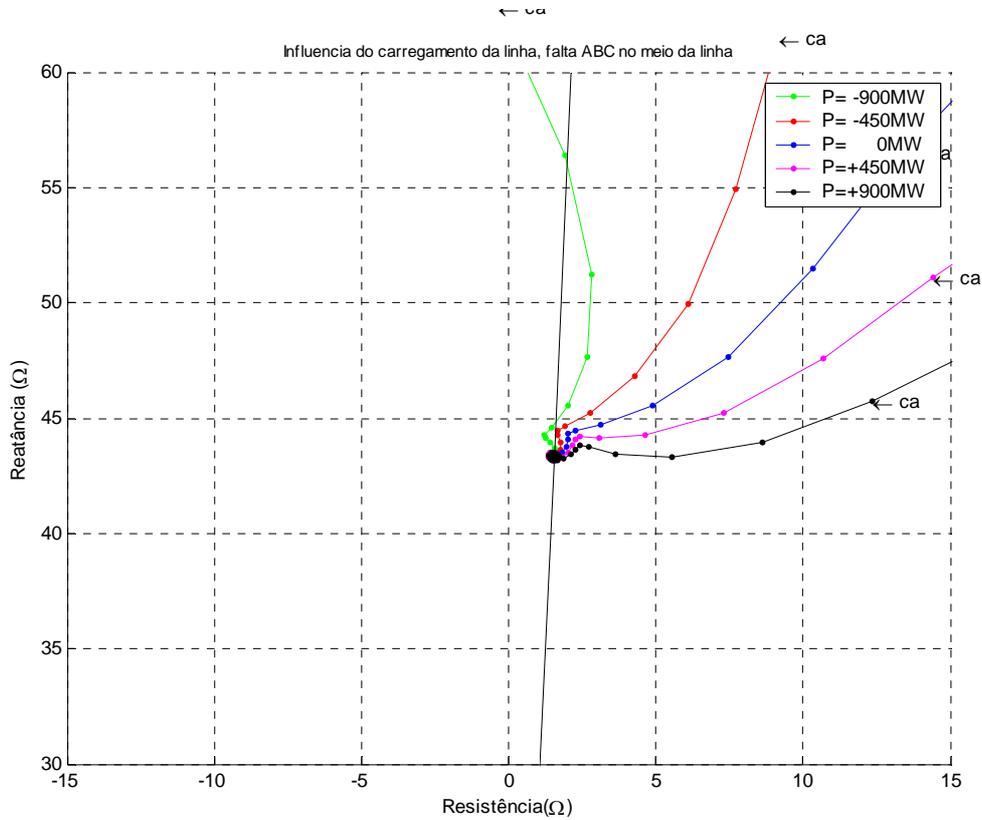


Figura 83 - Diagrama R-X para uma falta ABC no meio da linha, impedância do loop CA, sem saturação dos TCs.

5.6 EFEITO DAS COMPONENTES SUBSÍNCRONAS

O efeito da componente subsíncrona é mais bem percebido quando o capacitor série está inserido na frente do loop de falta ou logo atrás da proteção. Além de diminuir as impedâncias vistas pelo relé de proteção, os capacitores série inserem também uma componente subsíncrona nos primeiros ciclos de falta. Se a proteção tivesse que operar com os capacitores inseridos, teria grandes dificuldades em determinar a impedância final de falta, pois o tempo para estabilização das correntes e tensões é bem elevado, podendo persistir por muitos ciclos, situação inviável em proteções para sistemas de alta tensão, onde as correntes envolvidas podem danificar equipamentos de elevado custo e difícil reposição. Felizmente, as piores oscilações de impedância acontecem quando os capacitores estão na frente dos circuitos dos loops de falta. Se durante uma falta os

capacitores atrás não saírem de operação, devido as correntes de falta serem inferiores às suportadas pelo capacitor, não causarão grandes oscilações na impedância vista, pois a razão das tensões oscilantes pelas correntes oscilantes continuam dando a impedância da linha. De outra maneira, se as proteções dos capacitores atuarem para as correntes de falta na linha, os capacitores serão retirados de operação bem antes dos tempos das proteções de distância ou retirados parcialmente pelos MOV e reinseridos logo em seguida. Quando a falta está para fora da linha e após o capacitor, ou seja, para o lado da linha BC, a pior condição é quando o capacitor não é retirado por sobrecorrente e a proteção da barra A enxerga a impedância oscilando e por vezes passando pela origem. Esse efeito, com certeza, inviabiliza a proteção de primeira zona. Em uma falta dentro da linha, a proteção da barra A não enxerga os capacitores mesmo que estes não saiam, pois do lado da barra A não existe capacitor série.

5.6.1 FALTA FASE-TERRA(AT)

5.6.1.1 Tensões e correntes de falta

Na Figura 84 está plotado a tensão V_p e corrente I'_p do primário refletida ao secundário e as tensões que refletem as grandezas primárias de tensão e corrente para o relé de proteção, V_{outv} e V_{outi} , respectivamente, para uma falta AT na barra B após o capacitor série com potência de 0 MW e sem resistência de falta. Pode ser verificado que tanto nas tensões quanto nas correntes de entrada e saída, a componente oscilatória subsíncrona aparece e que mesmo após 10 ciclos de falta, apesar de atenuada, ela continua a aparecendo.

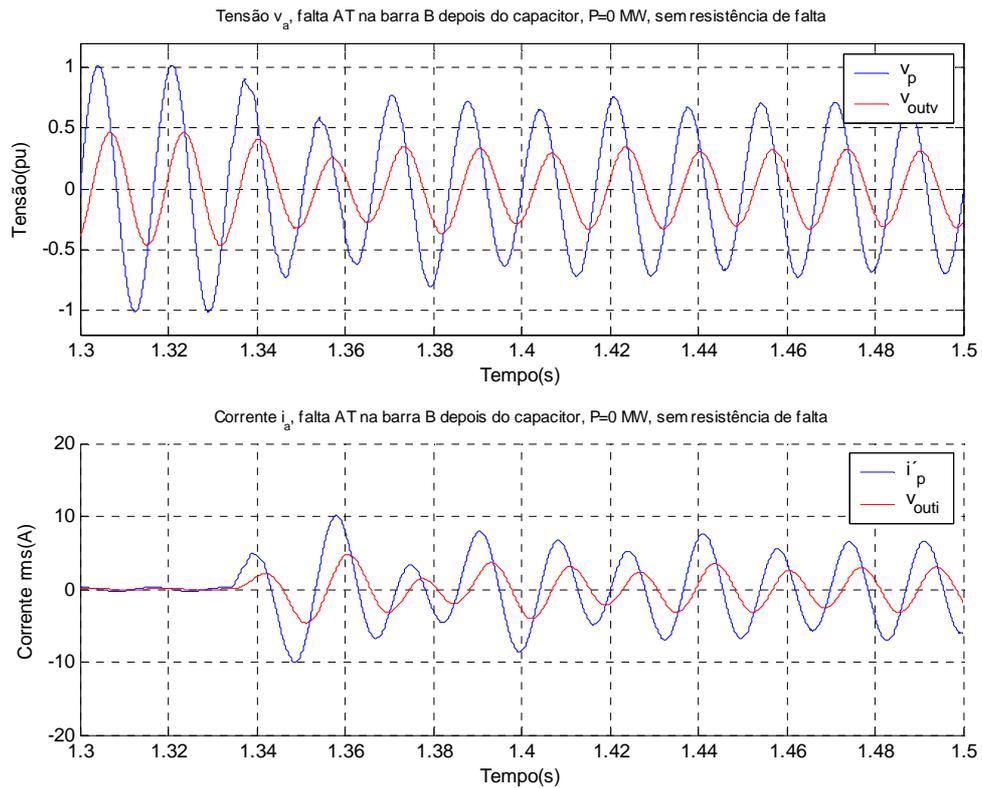


Figura 84 – Gráfico das correntes e tensões da fase A para uma falta AT na barra B após o capacitor série com potência de 0MW e sem resistência de falta.

A Figura 85 e a Figura 86 mostram as correntes e tensões das fases sãs “B” e “C” respectivamente, e que também são influenciadas pela componente subsíncrona.

A Figura 87 apresenta todas as correntes e tensões para o mesmo caso para uma comparação dos efeitos.

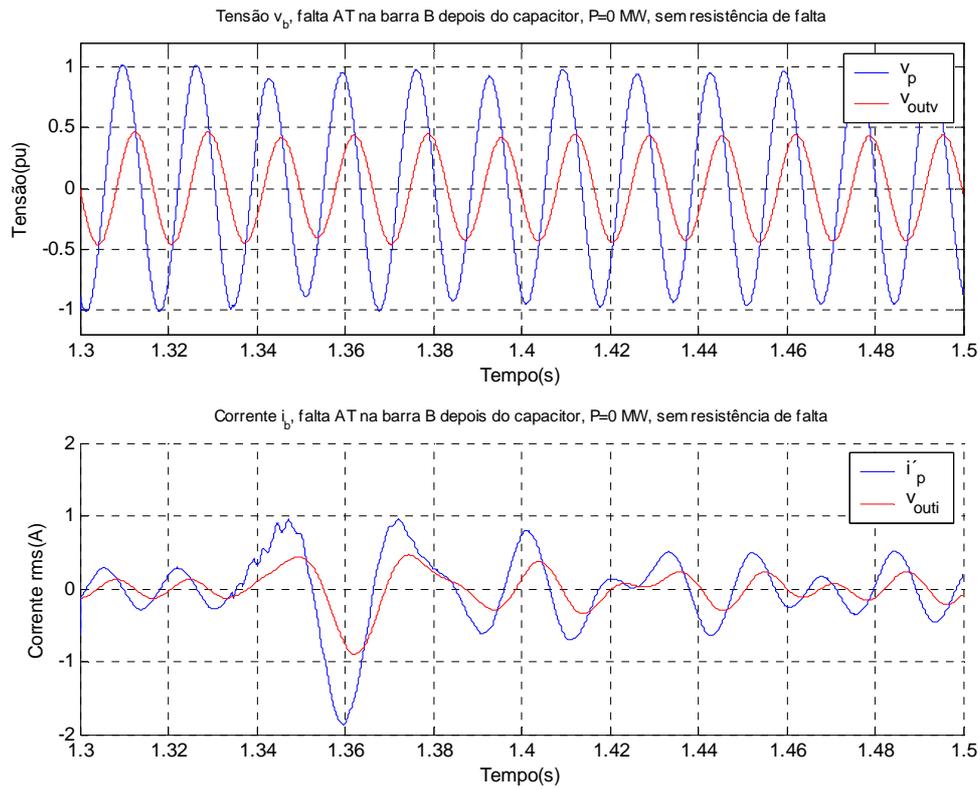


Figura 85 – Gráfico das correntes e tensões da fase B para uma falta AT na barra B após o capacitor série com potência de 0MW e sem resistência de falta.

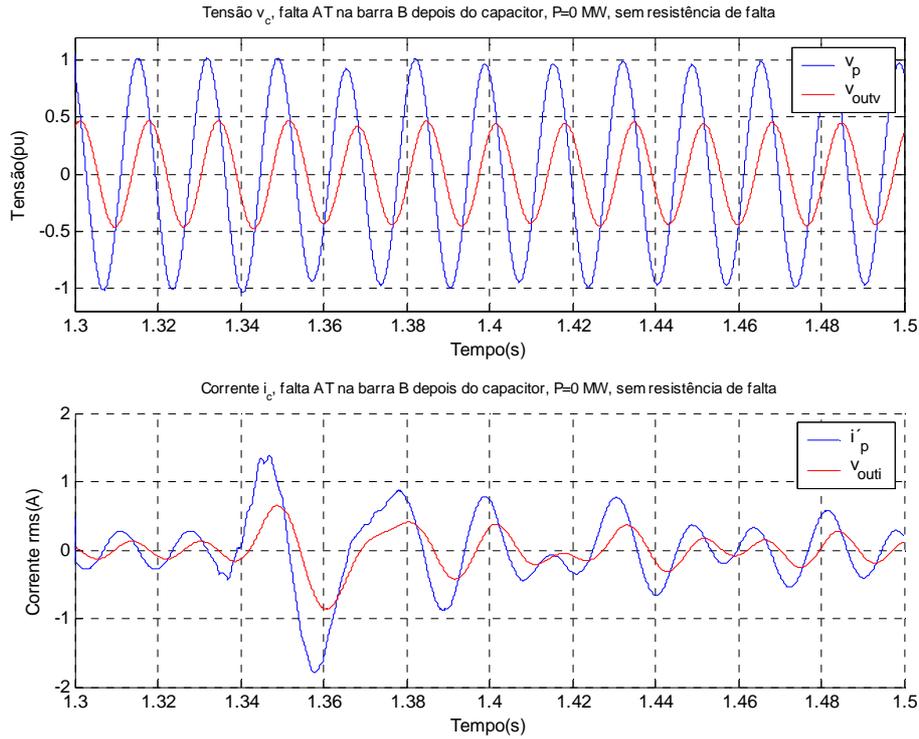


Figura 86 – Gráfico das correntes e tensões da fase C para uma falta AT na barra B após o capacitor série com potência de 0MW e sem resistência de falta.

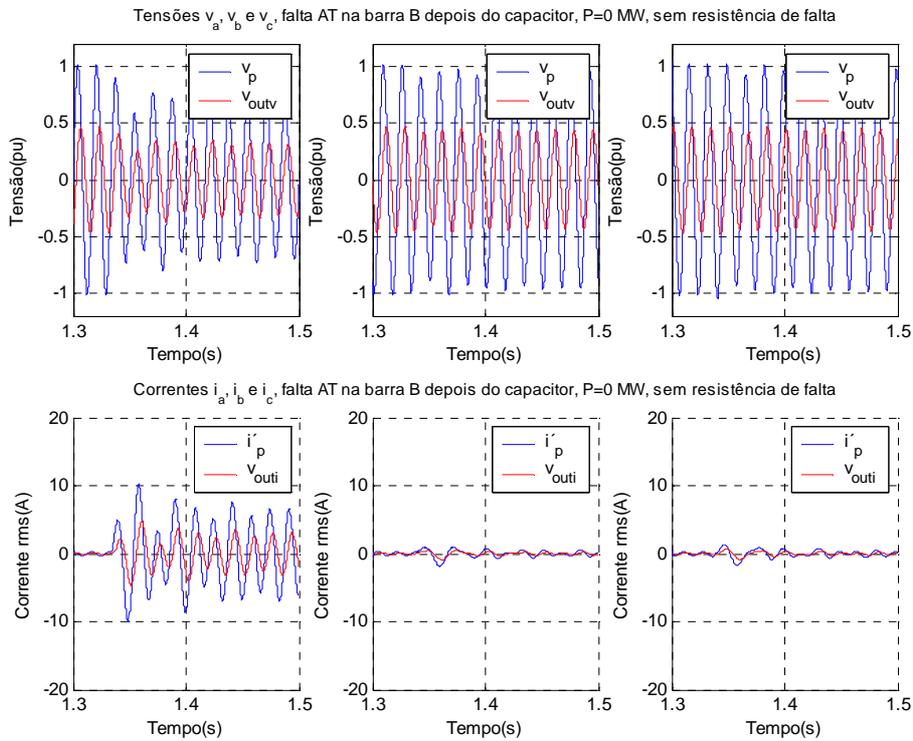


Figura 87 – Gráfico das correntes e tensões das fases A, B e C para uma falta AT na barra B após o capacitor série com potência de 0MW e sem resistência de falta.

A Figura 88 apresenta as correntes e tensões de entrada e saída das fases A, B e C para a mesma falta AT, mas com um carregamento de 900MW exportador e a influência da componente subsíncrona. As correntes das fases B e C apresentaram uma corrente maior e uma tensão ligeiramente menor, decorrente do carregamento, mas as componentes subsíncronas continuaram atuando tanto nas fases B e C quanto na fase A em falta.

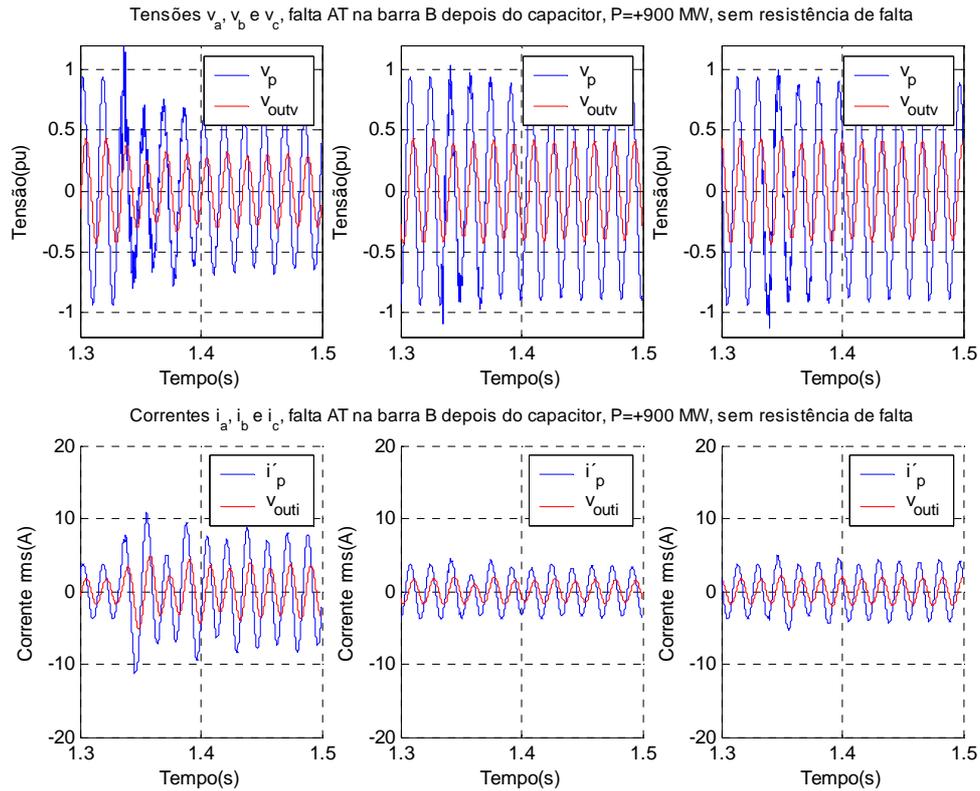


Figura 88 – Gráfico das correntes e tensões das fases A, B e C para uma falta AT na barra B após o capacitor série com potência exportação de 900MW e sem resistência de falta.

Como pode ser visto na Figura 89 para falta na barra B logo antes do capacitor série e na Figura 90 para faltas na barra A logo após o TC, quando a falta acontece antes do capacitor série os efeitos são minimizados, principalmente da fase em falta que possui uma resistência nula de falta, que, a grosso modo, isola os sistemas nessa fase, ou uma pequena resistência que amplifica bem pouco a componente na fase em falta. As componentes subsíncronas continuam aparecendo em grandes proporções nas fases sãs devido à contribuição das outras fases da fonte do lado da barra B, mas, como é visto a seguir nos diagramas R-X das faltas AT, não é um complicador na determinação da impedância que mais interessa, que é a da fase A em falta. Essa última afirmação não invalida a importância de retirar o capacitor série da outra ponta para melhorar ainda mais o desempenho da proteção nos casos de altas resistências de falta, principalmente as impedâncias dos loops que não estão em falta, que oscilam bastante.

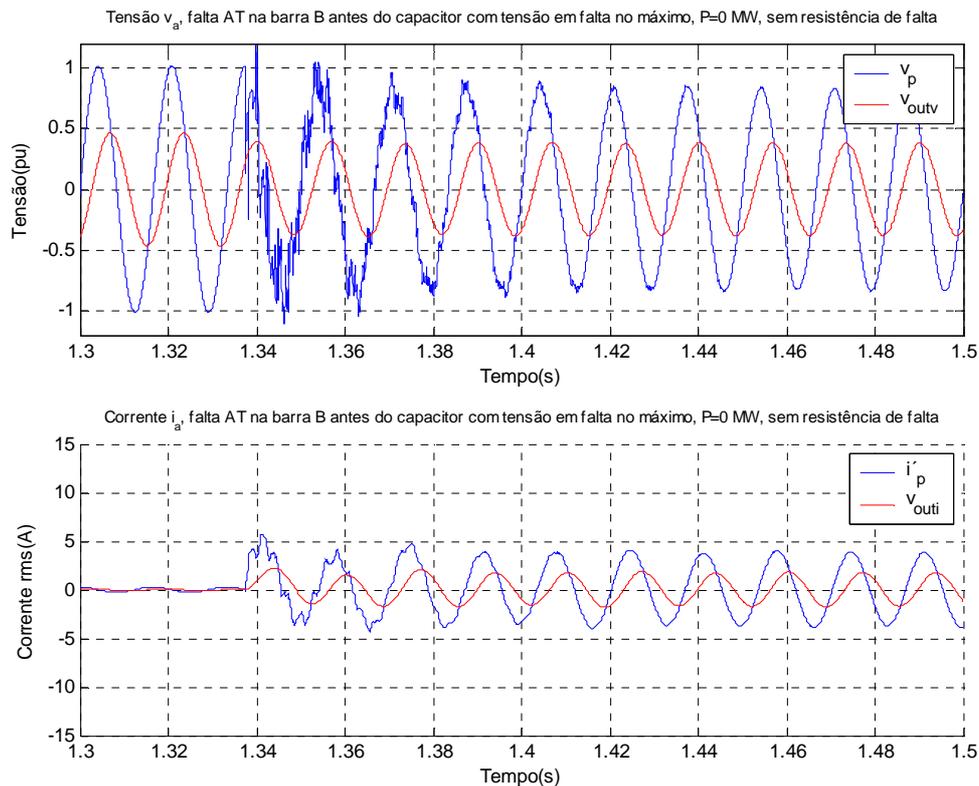


Figura 89 – Gráfico das correntes e tensões da fase A para uma falta AT na barra B antes do capacitor série com potência de 0MW e sem resistência de falta.

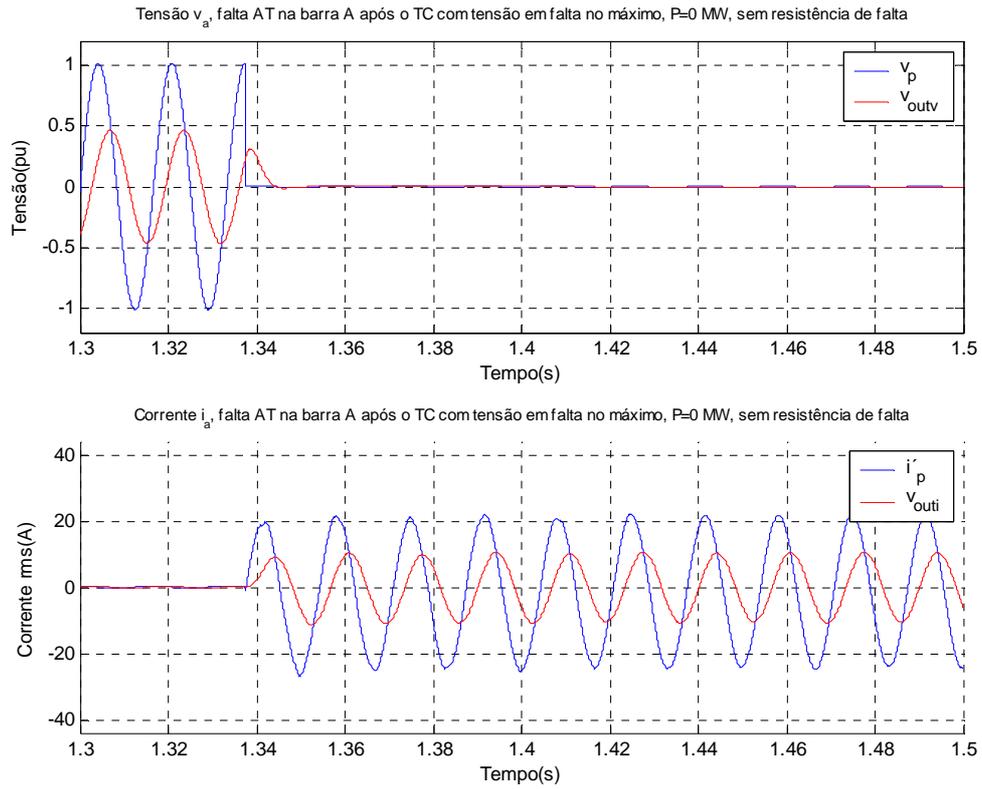


Figura 90 – Gráfico das correntes e tensões da fase A para uma falta AT na barra A após TC com potência de 0MW e sem resistência de falta.

A Figura 92 e a Figura 93 apresentam o mesmo diagrama da Figura 91 com carregamento de 900 MW no sentido exportador e importador, respectivamente, para verificar o efeito sobre a componente subsíncrona.

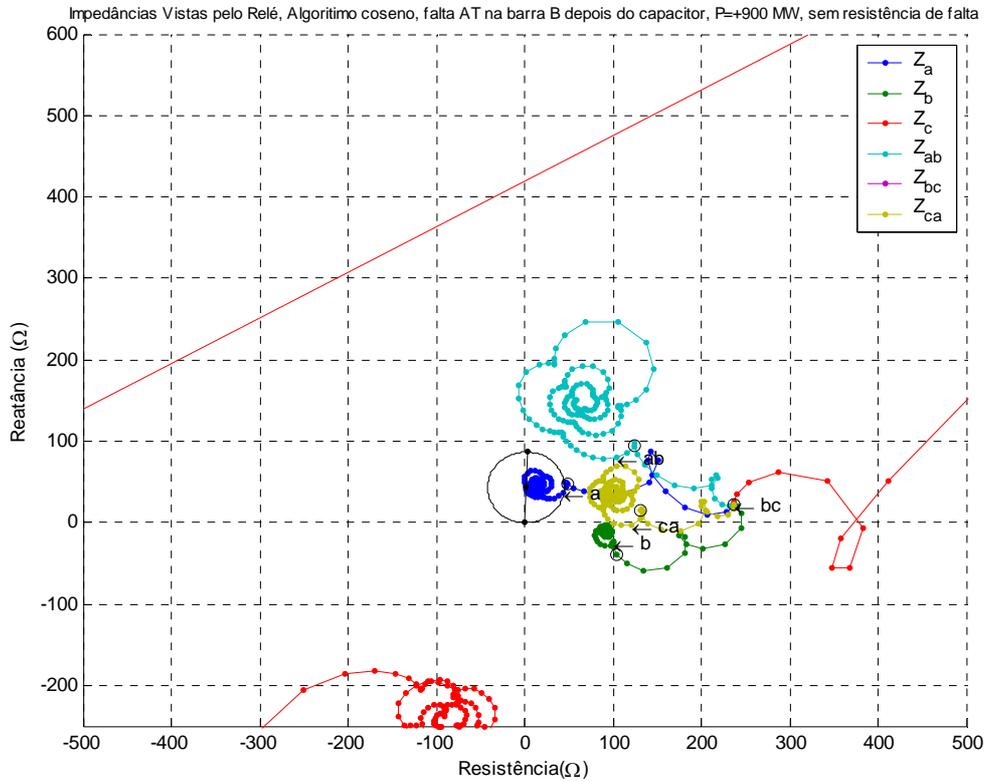


Figura 92 – Diagrama das impedâncias vistas pelo relé, para faltas AT na barra B após o capacitor série com exportação de 900 MW e sem resistência de falta.

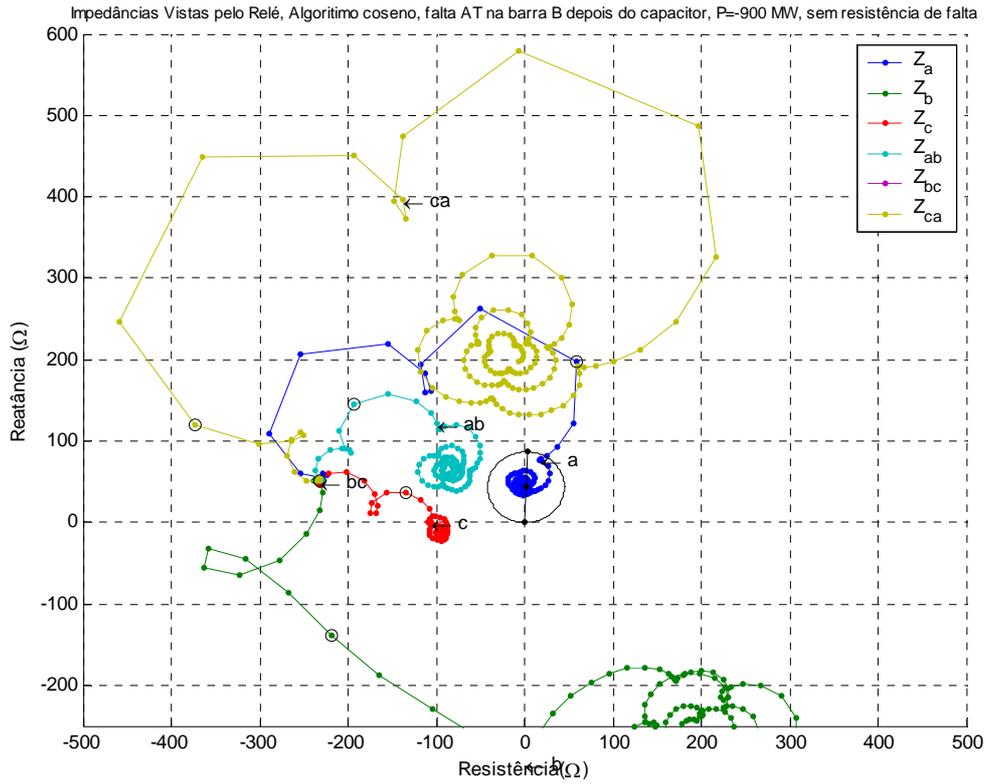


Figura 93 – Diagrama das impedâncias vistas pelo relé, para faltas AT na barra B após o capacitor série com importação de 900 MW e sem resistência de falta.

Para faltas AT antes do capacitor série o efeito de oscilação da impedância do loop em falta AT fica reduzido como pode ser visto na Figura 94, mas as outras impedâncias continuam oscilando bastante.

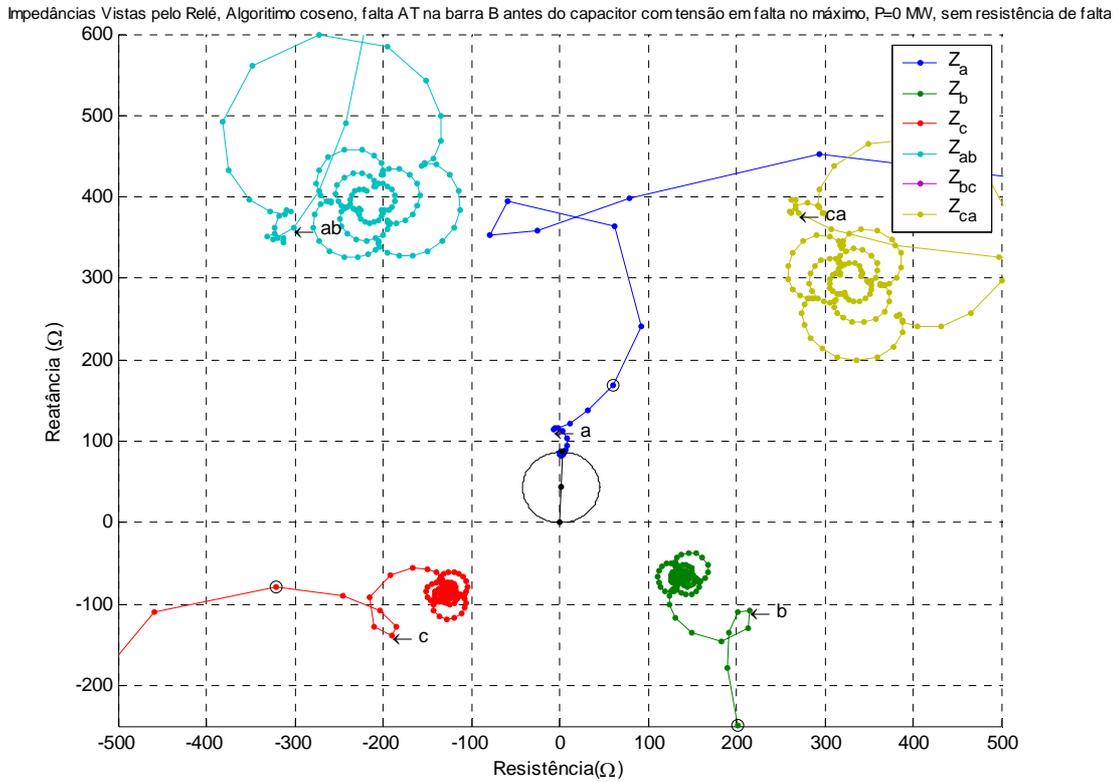


Figura 94 – Diagrama das impedâncias vistas pelo relé, para faltas AT na barra B antes do capacitor série com 0 MW e sem resistência de falta.

5.6.2 FALTA BIFÁSICA (BC)

5.6.2.1 Tensões e correntes de falta

A Figura 95, Figura 96 e Figura 97 mostram as correntes e tensões das fases A, B e C, respectivamente, e que o mesmo tipo de oscilação acontece nas tensões e correntes das fases B e C em falta e que a fase A não sofreu com a componente subsíncrona quando acontece uma falta BC na barra B após o capacitor série.

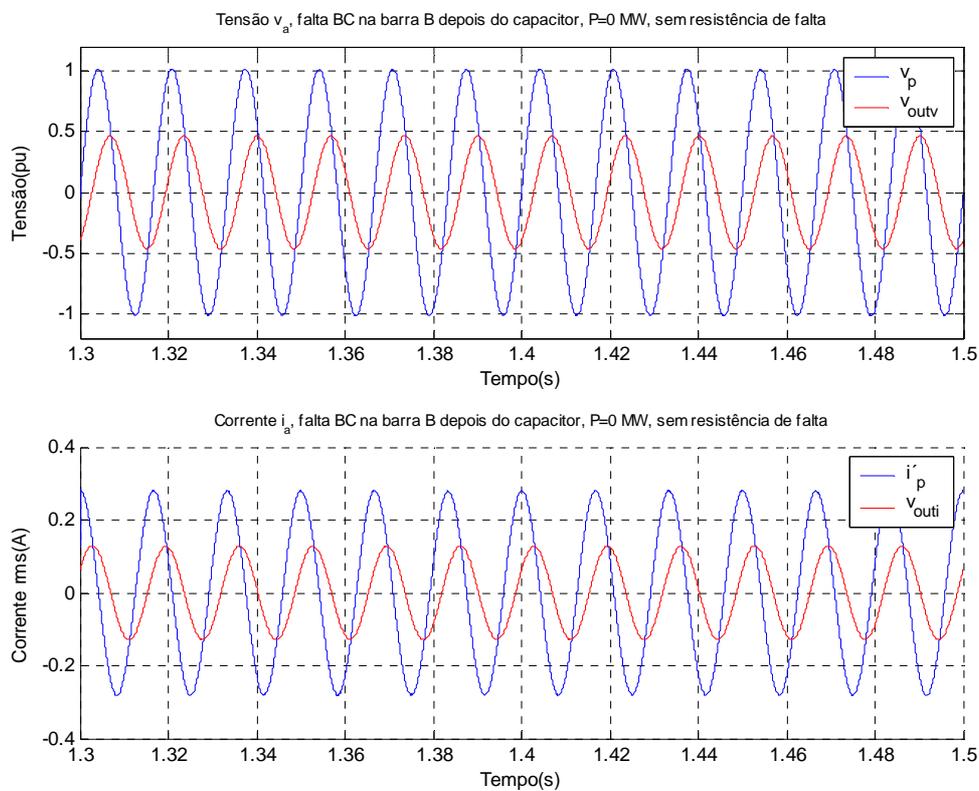


Figura 95 – Gráfico das correntes e tensões da fase A para uma falta BC na barra B após capacitor série com potência de 0MW e sem resistência de falta.

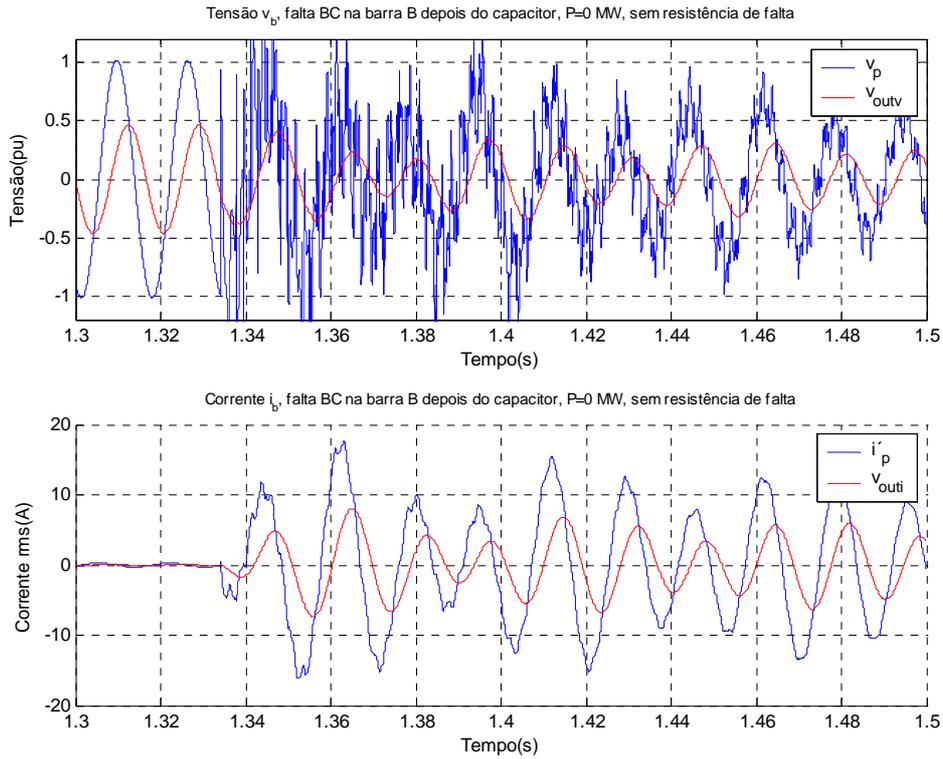


Figura 96 – Gráfico das correntes e tensões da fase B para uma falta BC na barra B após capacitor série com potência de 0MW e sem resistência de falta.

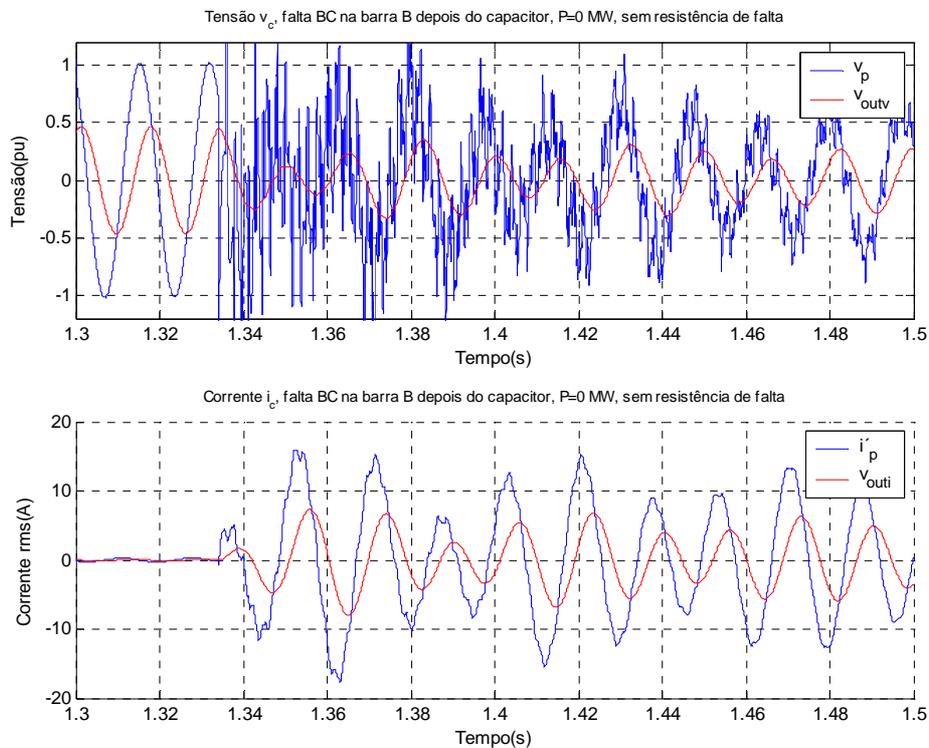


Figura 97 – Gráfico das correntes e tensões da fase C para uma falta BC na barra B após capacitor série com potência de 0MW e sem resistência de falta.

A Figura 98 e a Figura 99 mostram os casos para carregamentos de exportação e importação de 900MW respectivamente e que a componente subsíncrona continua aparecendo nas fases B e C em falta até muitos ciclos após a falta.

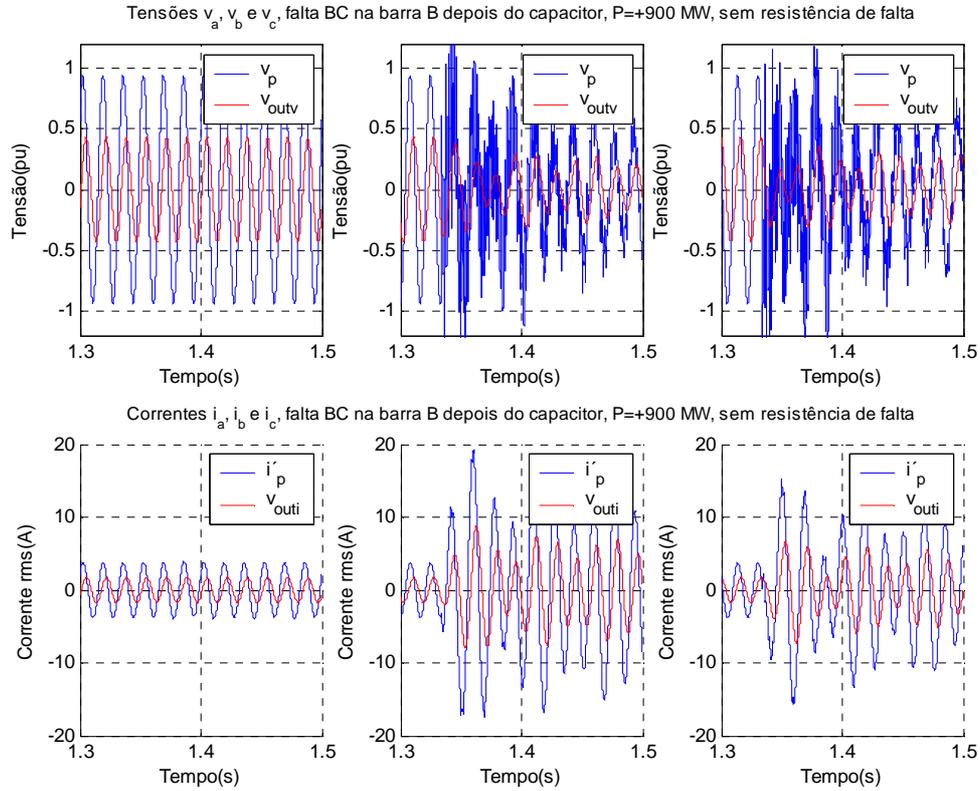


Figura 98 – Gráfico das correntes e tensões das fases A, B e C para uma falta BC na barra B após capacitor série com exportação de 900MW e sem resistência de falta.

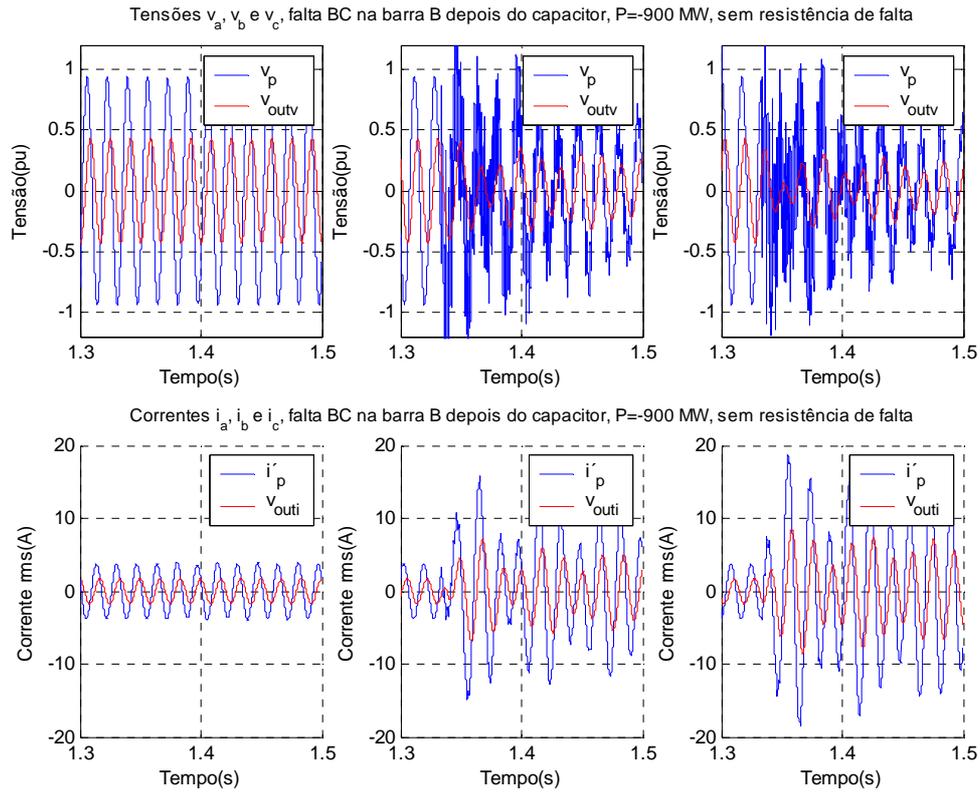


Figura 99 – Gráfico das correntes e tensões das fases A, B e C para uma falta BC na barra B após capacitor série com importação de 900MW e sem resistência de falta.

Para faltas BC antes do capacitor série o efeito é reduzido como pode ser visto na Figura 100.

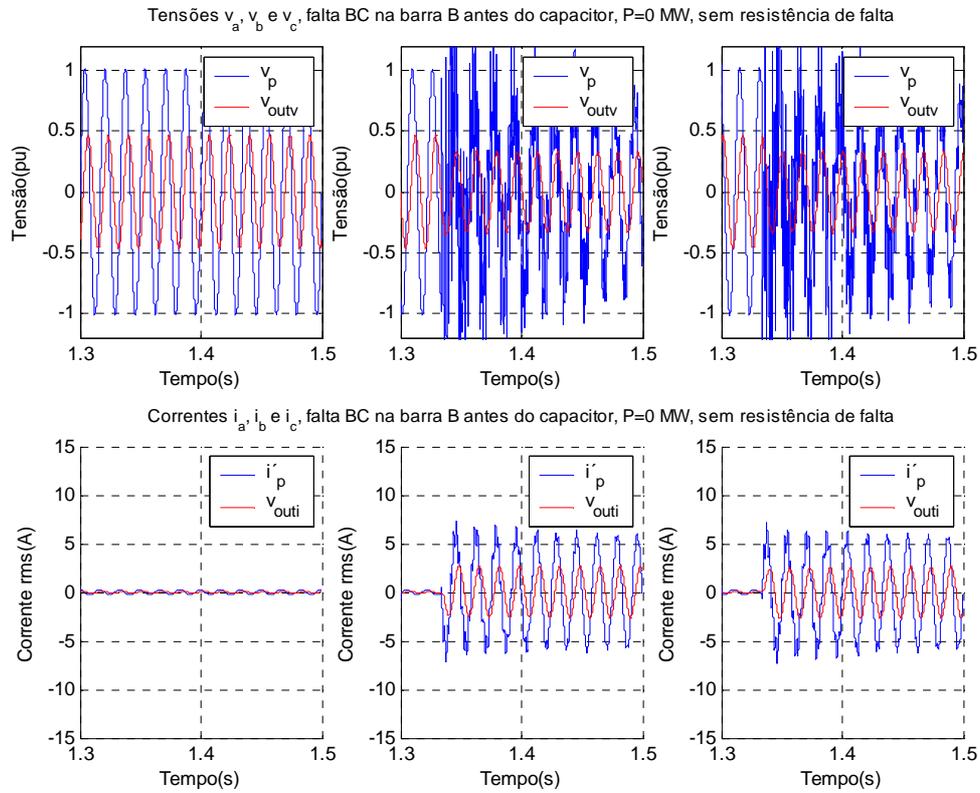


Figura 100 – Gráfico das correntes e tensões das fases A, B e C para uma falta BC na barra B antes do capacitor série com 0MW e sem resistência de falta.

5.6.2.2 Diagrama R-X das impedâncias na falta BC

A Figura 101 mostra o diagrama R-X para o caso das tensões e correntes da Figura 95, Figura 96 e Figura 97. As impedâncias de loop de falta de todos os loops deveriam estar fora da característica de operação visto que a falta se deu fora da área de proteção do relé. O problema se agravou, pois não somente o loop BC entrou na característica, mas os de fase-terra B e C também. Como já foi comentado, esse problema é solucionado com o intercâmbio de informações entre as pontas, através de canais de comunicação dando permissivo de operação para a outra ponta ou bloqueando caso não seja recebido.

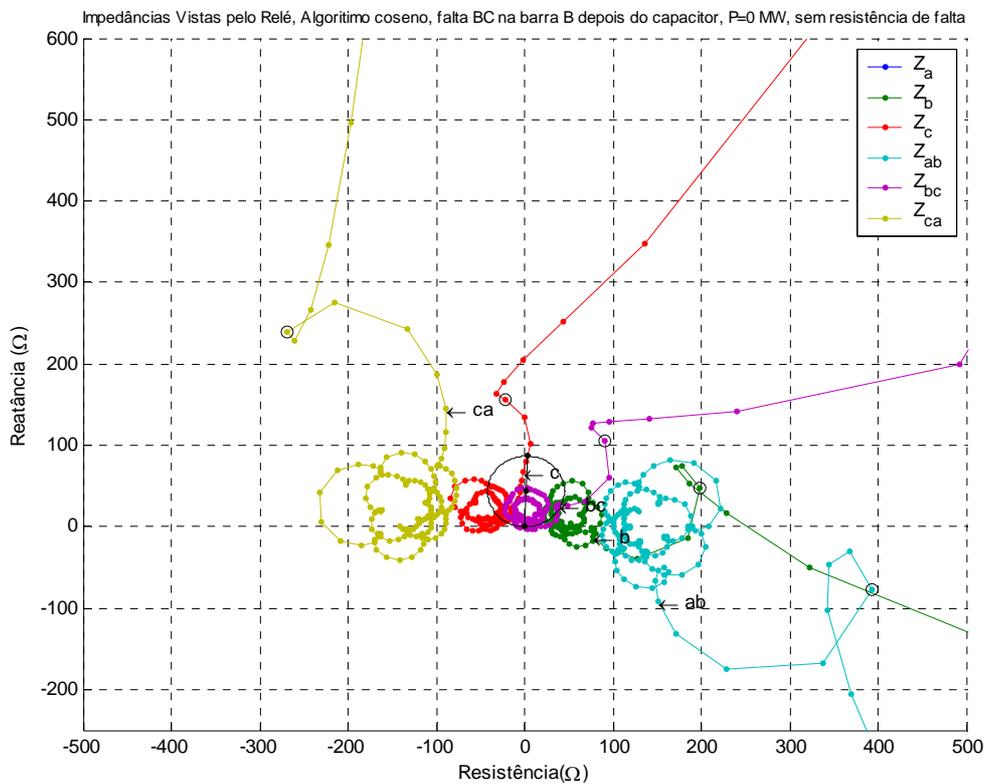


Figura 101 – Diagrama das impedâncias vistas pelo relé, para faltas BC na barra B após o capacitor série com 0 MW e sem resistência de falta.

O mesmo acontece quando se altera o carregamento da linha para 900MW exportação (Figura 102) e importação(Figura 103).

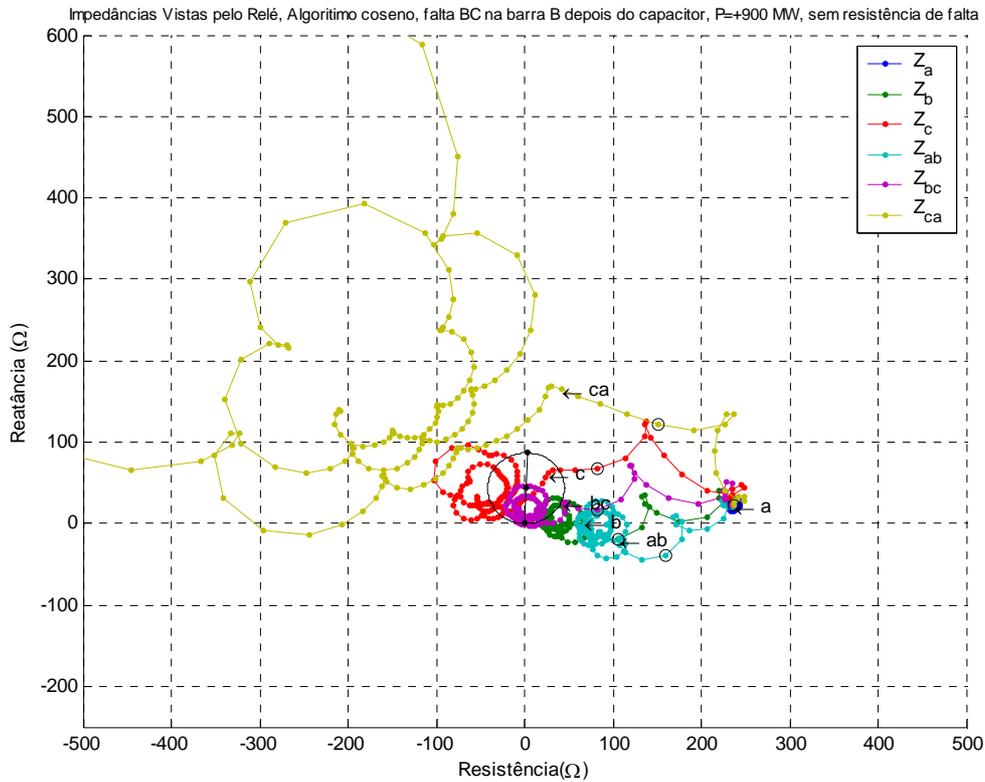


Figura 102 – Diagrama das impedâncias vistas pelo relé, para faltas BC na barra B após o capacitor série com exportação 900 MW e sem resistência de falta.

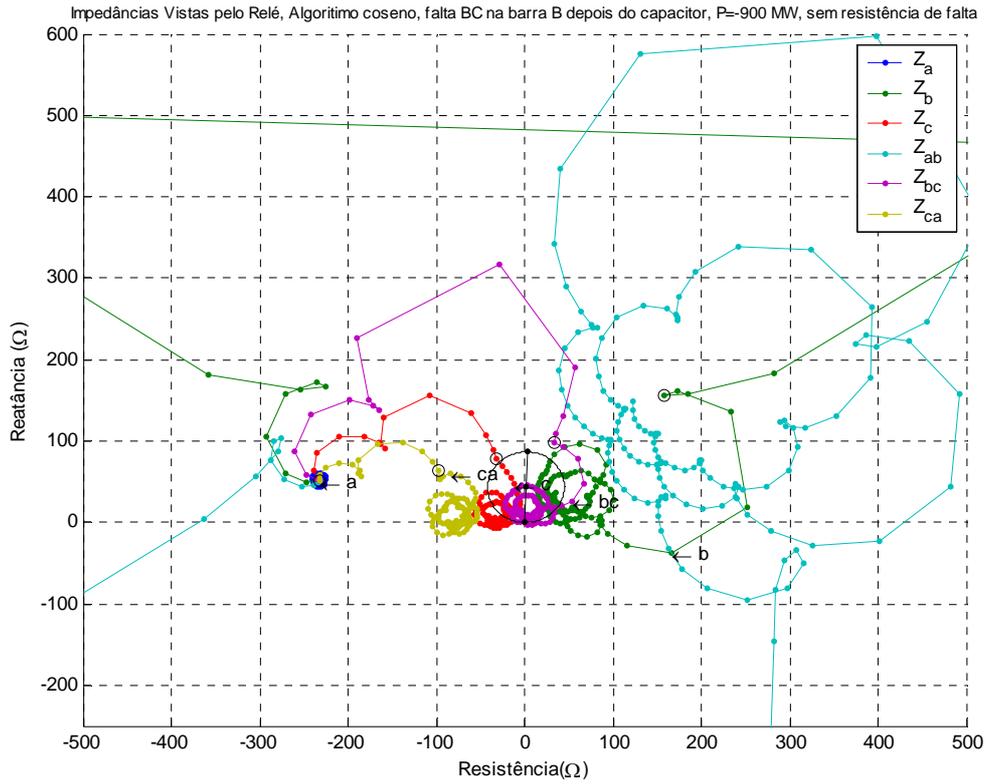


Figura 103 – Diagrama das impedâncias vistas pelo relé, para faltas BC na barra B após o capacitor série com importação de 900 MW e sem resistência de falta.

Para faltas BC no final da linha antes do capacitor série, o efeito de oscilação das impedâncias fica reduzido, como pode ser visto na Figura 104, assim como em qualquer parte da linha. A impedância do loop de falta AT oscilou muito pouco e em torno da impedância de carga, por isso não apareceu na figura.

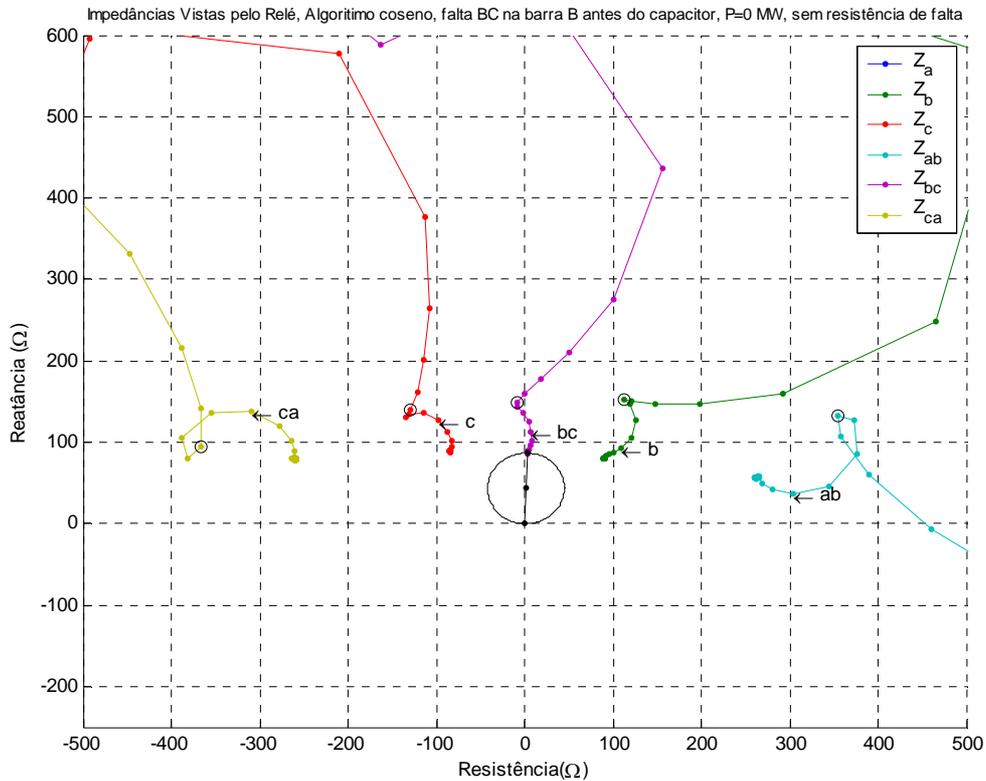


Figura 104 – Diagrama das impedâncias vistas pelo relé, para faltas BC na barra B antes do capacitor série com 0 MW e sem resistência de falta.

5.6.3 FALTA BIFÁSICA COM TERRA(BCT)

5.6.3.1 Tensões e correntes de falta

A Figura 105, Figura 106 e Figura 107 mostram as correntes e tensões das fases A, B e C, respectivamente, e que o mesmo tipo de oscilação acontece nas tensões e correntes das fases B e C em falta e também na fase A quando acontece uma falta BCT na barra B após o capacitor série. Foi notado que a fase A na falta BC não sofreu com a componente subsíncrona, o que não aconteceu na falta BCT.

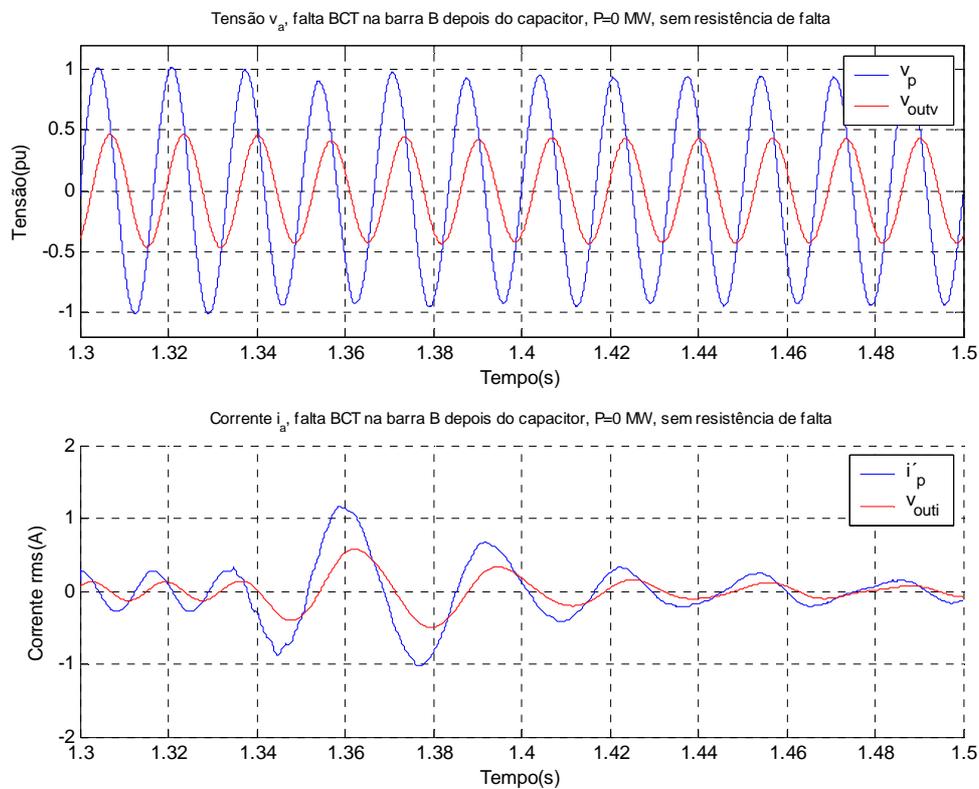


Figura 105 – Gráfico das correntes e tensões da fase A para uma falta BCT na barra B após capacitor série com potência de 0MW e sem resistência de falta.

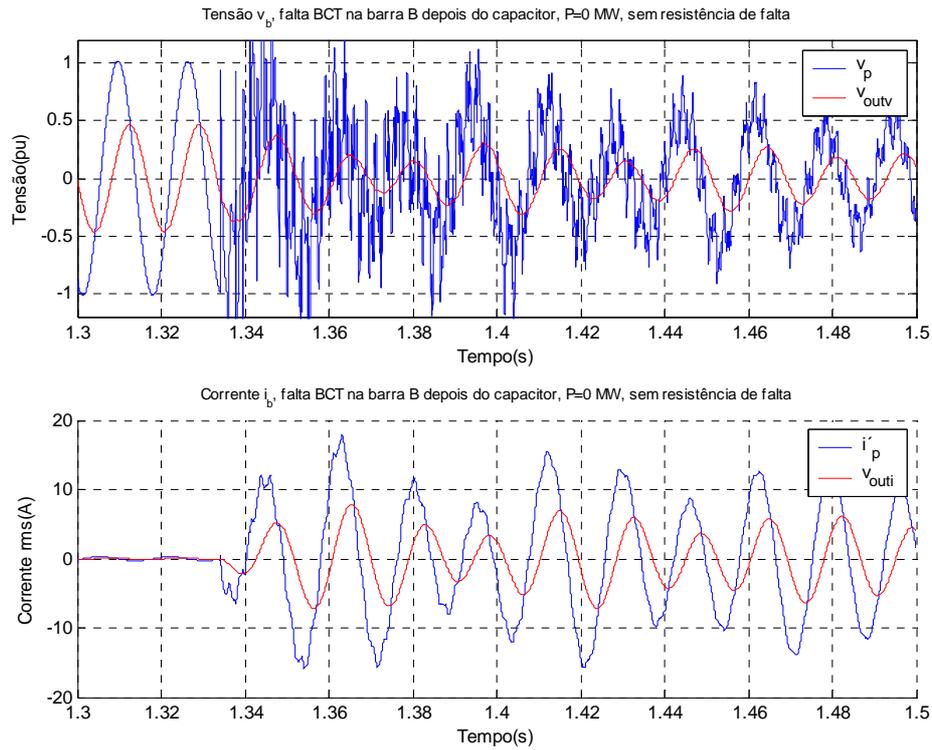


Figura 106 – Gráfico das correntes e tensões da fase B para uma falta BCT na barra B após capacitor série com potência de 0MW e sem resistência de falta.

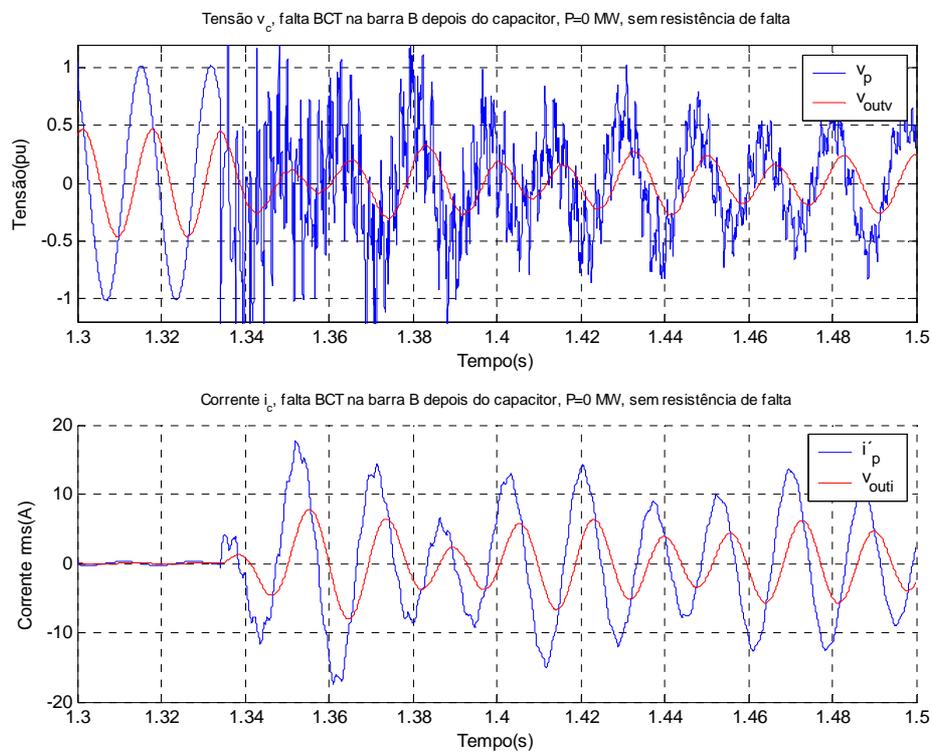


Figura 107 – Gráfico das correntes e tensões da fase C para uma falta BCT na barra B após capacitor série com potência de 0MW e sem resistência de falta.

A Figura 108 e a Figura 109 mostram os casos para carregamentos de exportação e importação de 900MW, respectivamente, e que a componente subsíncrona continua aparecendo nas fases A, B e C até muitos ciclos após a falta.

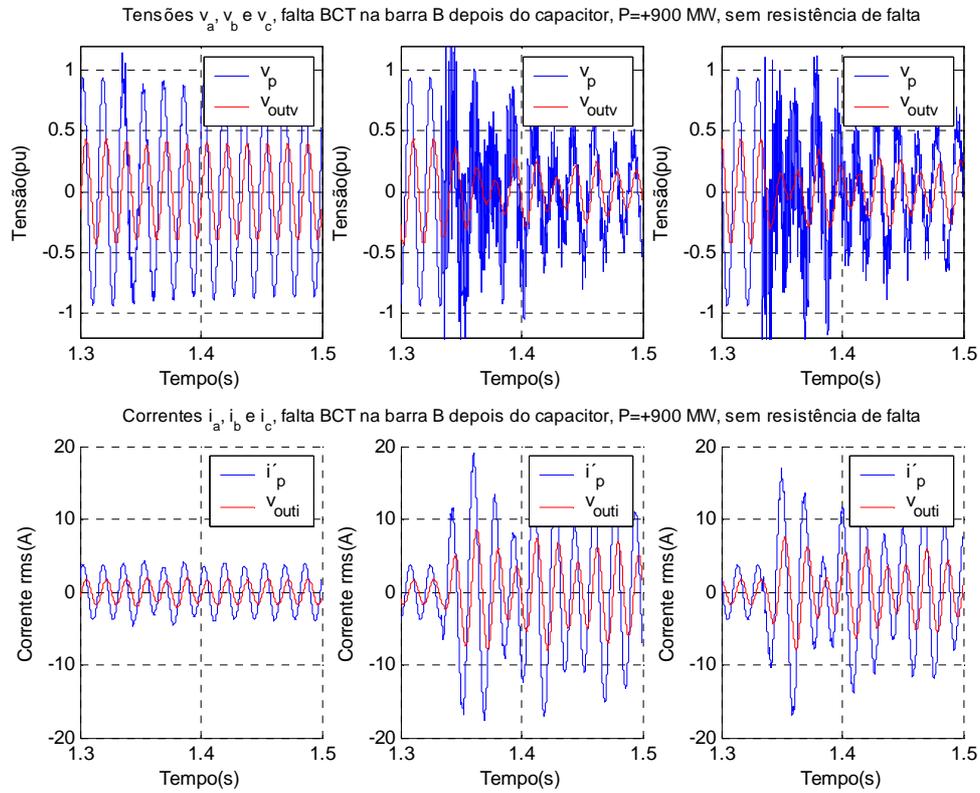


Figura 108 – Gráfico das correntes e tensões das fases A, B e C para uma falta BCT na barra B após capacitor série com exportação de 900MW e sem resistência de falta.

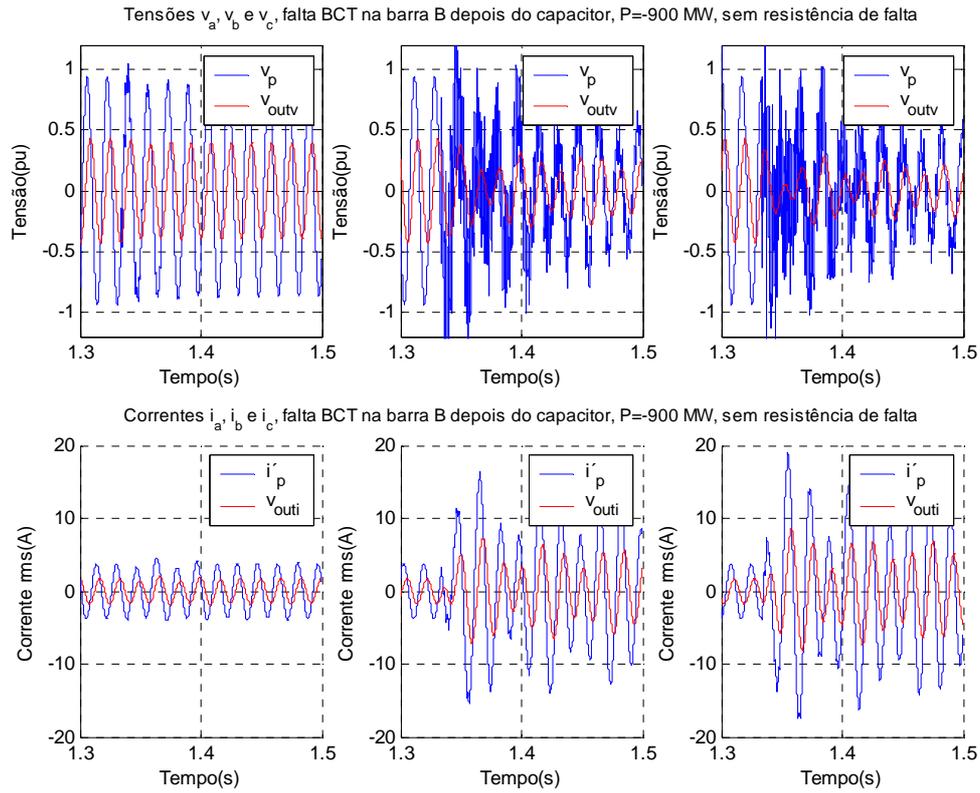


Figura 109 – Gráfico das correntes e tensões das fases A, B e C para uma falta BCT na barra B após capacitor série com importação de 900MW e sem resistência de falta.

Para faltas BCT antes do capacitor série o efeito é reduzido, como pode ser visto na Figura 110, mas a fase A, sem falta, possui uma grande quantidade da componente subsíncrona.

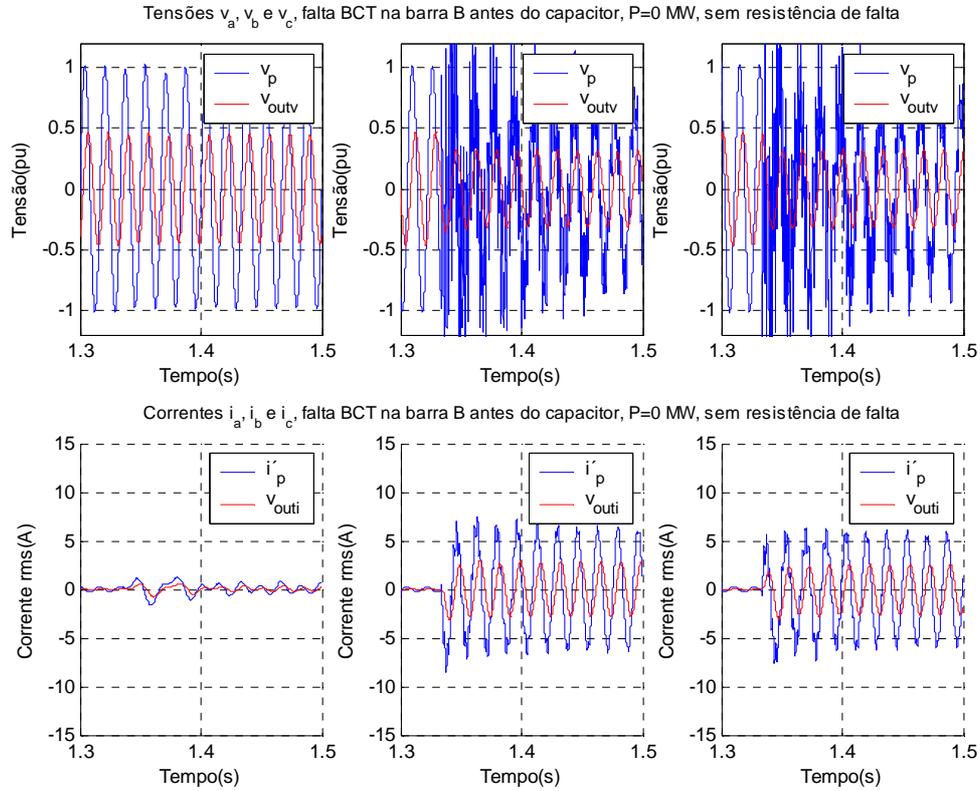


Figura 110 – Gráfico das correntes e tensões das fases A, B e C para uma falta BCT na barra B antes do capacitor série com 0MW e sem resistência de falta.

5.6.3.2 Diagrama R-X das impedâncias na falta BCT

A Figura 111 mostra o diagrama R-X para o caso das tensões e correntes da Figura 105, Figura 106 e Figura 107. As impedâncias de loop de falta de todos os loops deveriam estar fora da característica de operação visto que a falta se deu fora da área de proteção do relé.

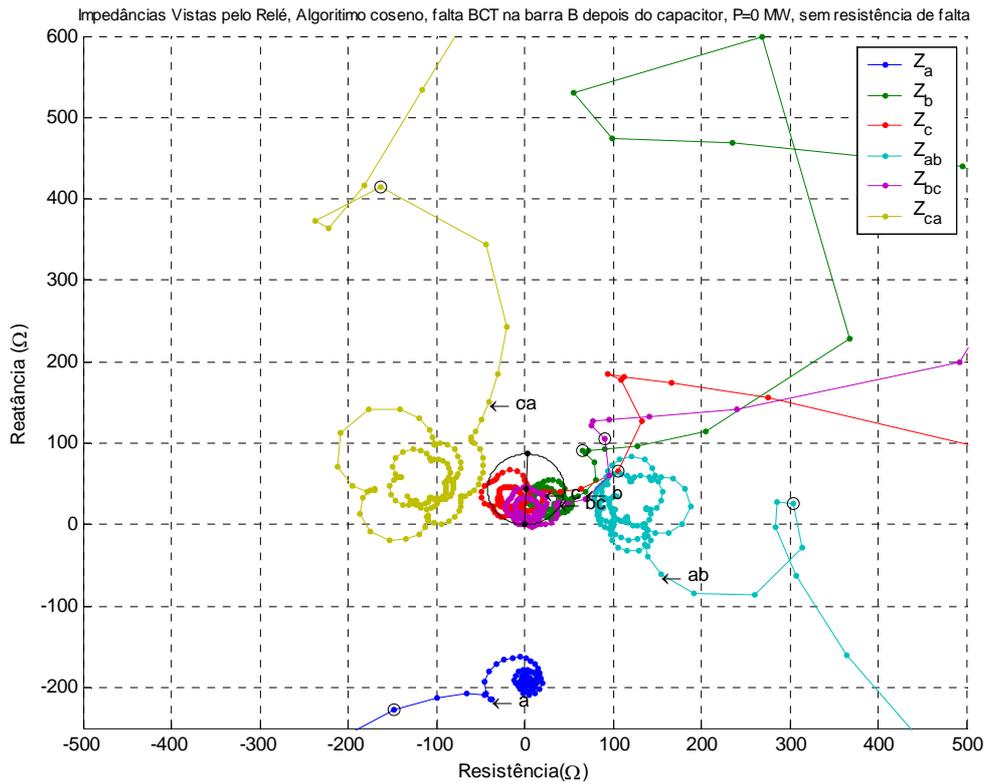


Figura 111 – Diagrama das impedâncias vistas pelo relé, para faltas BCT na barra B após o capacitor série com 0 MW e sem resistência de falta.

O mesmo acontece quando se altera o carregamento da linha para 900MW exportação e importação, como pode ser visto na Figura 112 e na Figura 113, respectivamente.

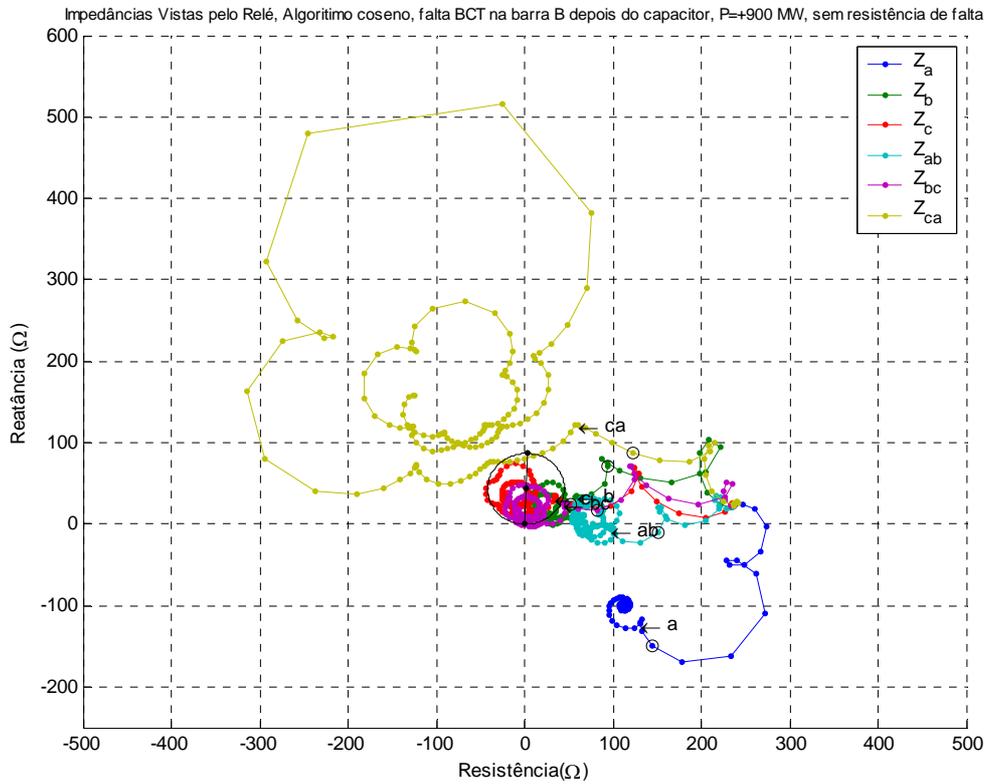


Figura 112 – Diagrama das impedâncias vistas pelo relé, para uma falta BCT na barra B após o capacitor série com exportação 900 MW e sem resistência de falta.

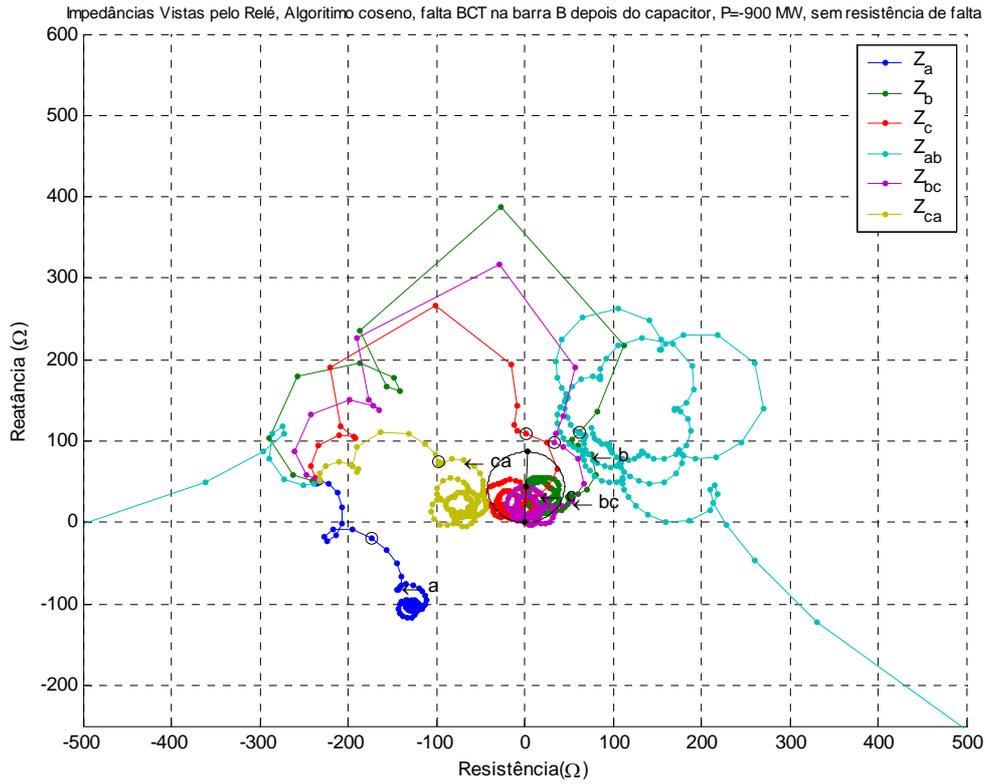


Figura 113 – Diagrama das impedâncias vistas pelo relé, para uma falta BCT na barra B após o capacitor série com importação de 900 MW e sem resistência de falta.

Para faltas BCT no final da linha antes do capacitor série, o efeito de oscilação das impedâncias fica reduzido, a menos dos loops que envolvem a fase A, no caso, os loops AT, CA e AB, como pode ser visto na Figura 105 da corrente da fase A, que ficam bem poluídos de componentes subsíncronas. O efeito pode ser visto no diagrama R-X da Figura 114.

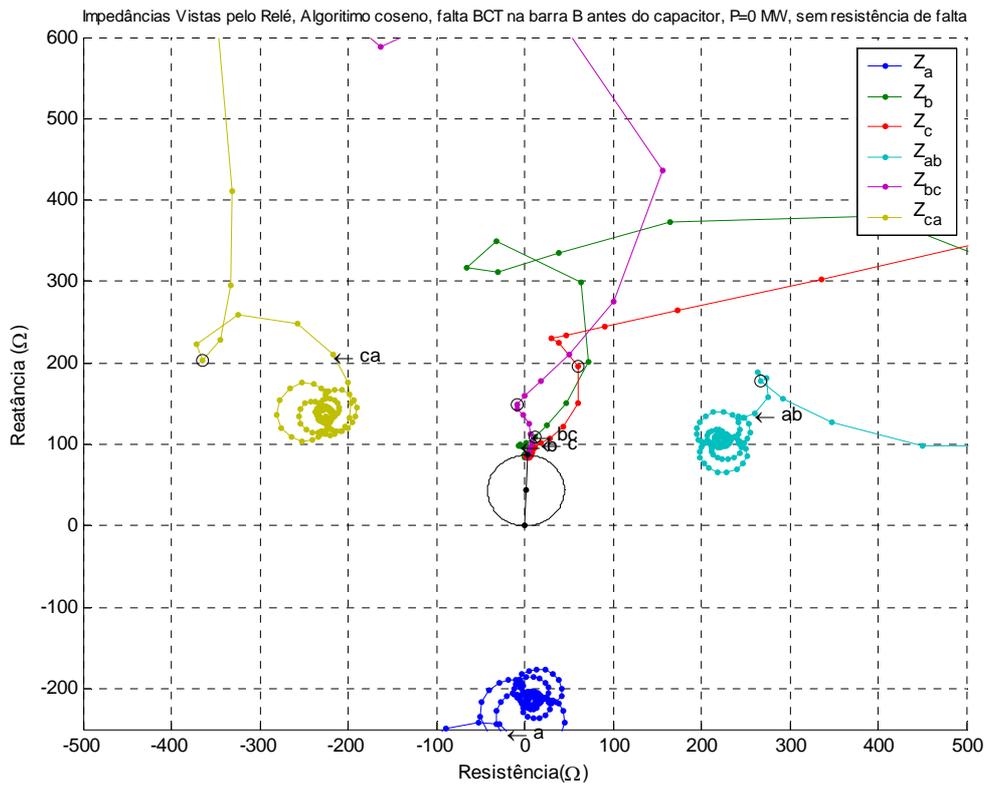


Figura 114 – Diagrama das impedâncias vistas pelo relé, para uma falta BCT na barra B antes do capacitor série com 0 MW e sem resistência de falta.

5.6.4 FALTA TRIFÁSICA(ABC)

5.6.4.1 Tensões e correntes de falta

A Figura 115, Figura 116 e Figura 117 mostram as correntes e tensões das fases A, B e C, respectivamente, e que a componente subsíncrona acontece nas tensões e correntes das três fases, quando acontece uma falta ABC na barra B após o capacitor série. A quantidade de harmônicos nas fases B e C de devem ao momento da falta. Se for escolhido um outro instante a quantidade de harmônicos vai se alternando entre as fases, bem como a componente aperiódica decrescente.

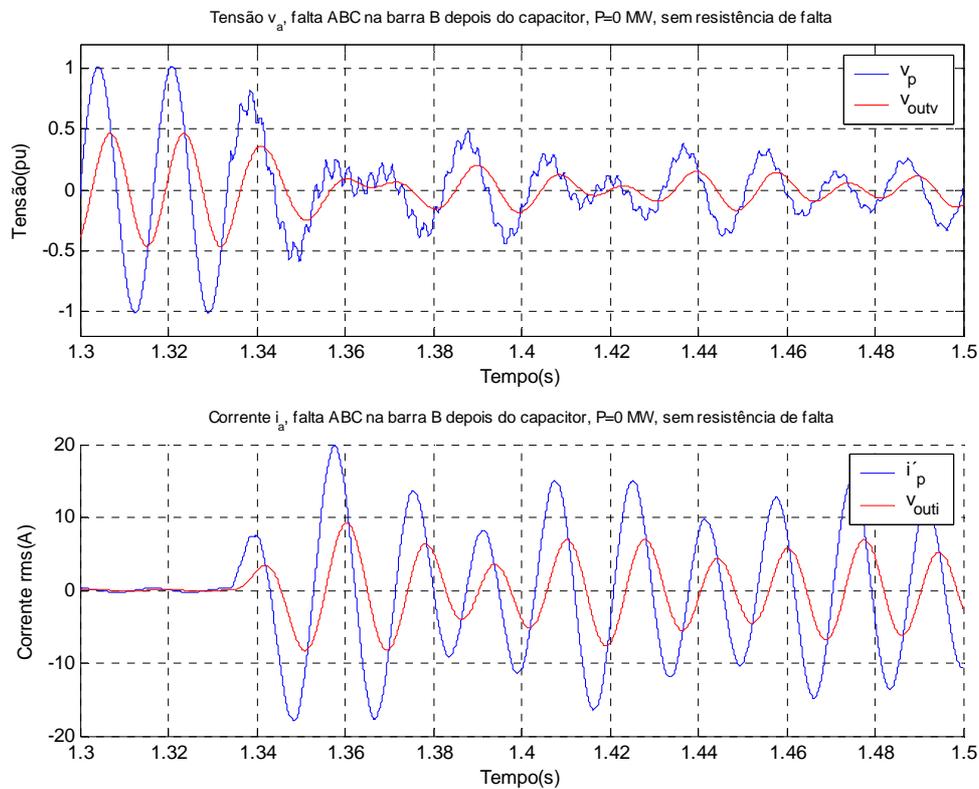


Figura 115 – Gráfico das correntes e tensões da fase A para uma falta ABC na barra B após capacitor série com potência de 0MW e sem resistência de falta.

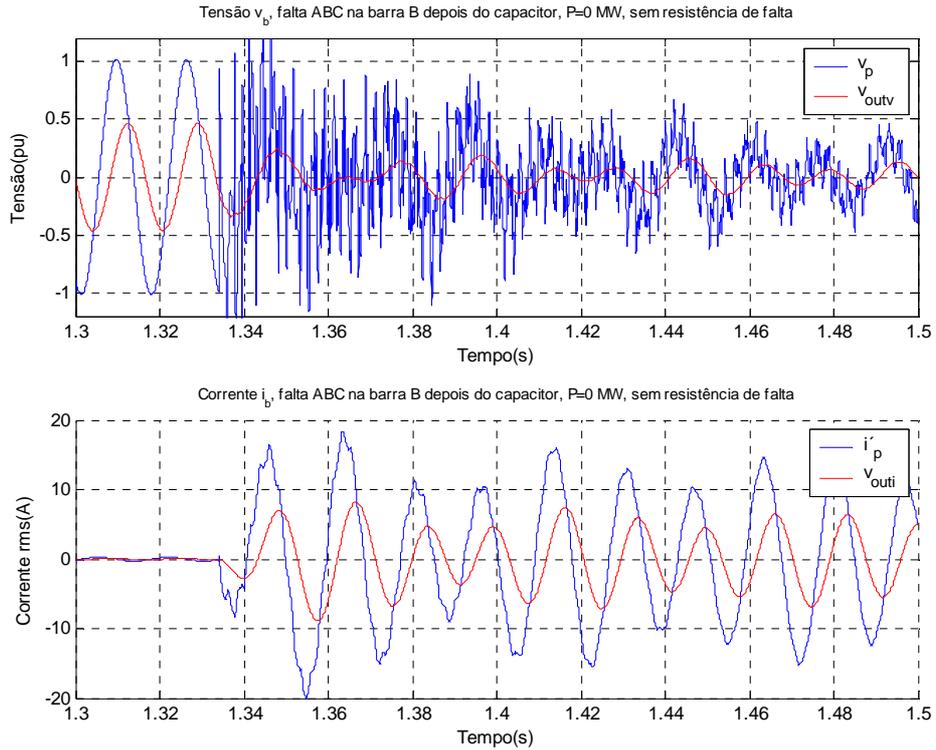


Figura 116 – Gráfico das correntes e tensões da fase B para uma falta ABC na barra B após capacitor série com potência de 0MW e sem resistência de falta.

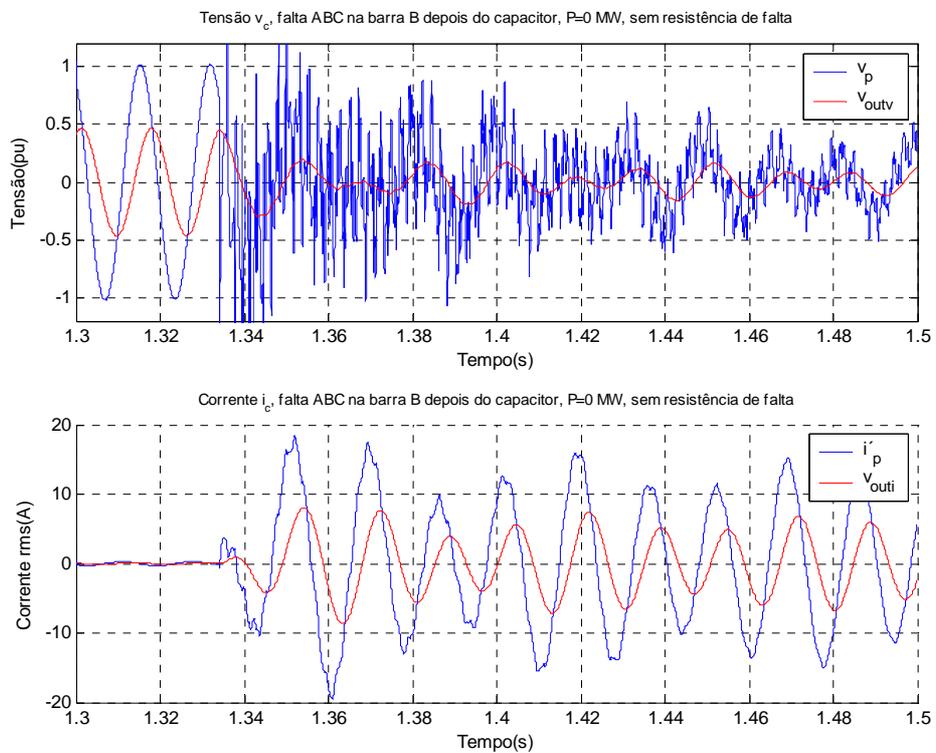


Figura 117 – Gráfico das correntes e tensões da fase C para uma falta ABC na barra B após capacitor série com potência de 0MW e sem resistência de falta.

A Figura 118 mostra o caso para carregamentos de exportação de 900MW e a Figura 119 mostra o caso para carregamentos de importação de 900MW. Ambos continuam com a componente subsíncrona aparecendo nas três fases até muitos ciclos após a falta.

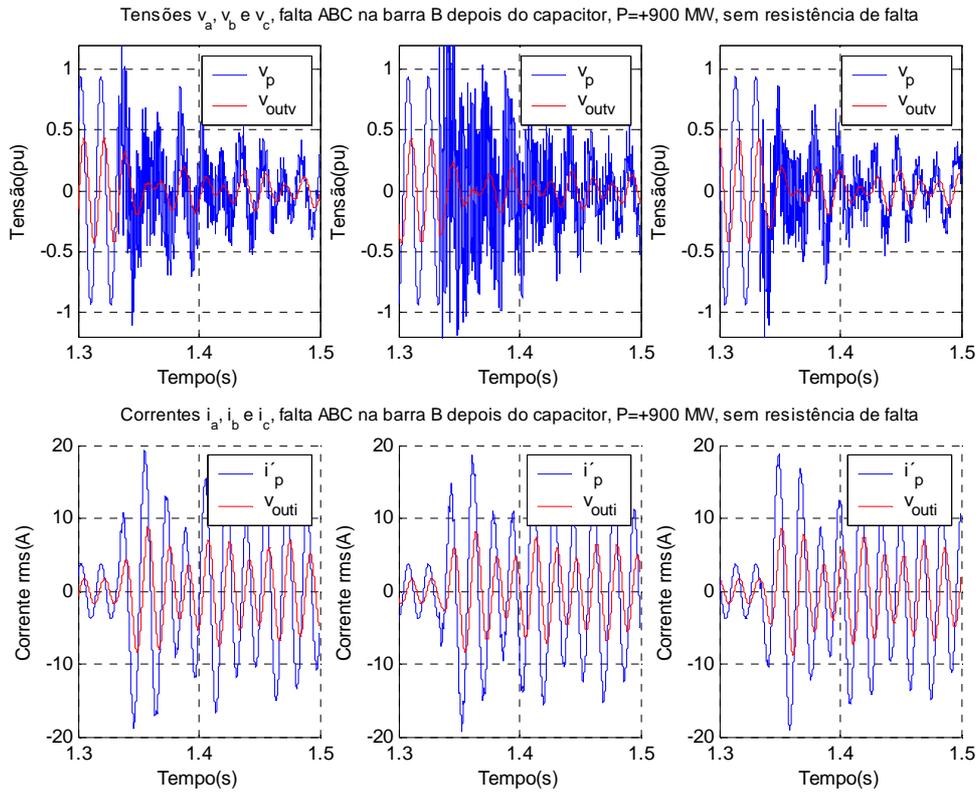


Figura 118 – Gráfico das correntes e tensões das fases A, B e C para uma falta ABC na barra B após capacitor série com exportação de 900MW e sem resistência de falta.

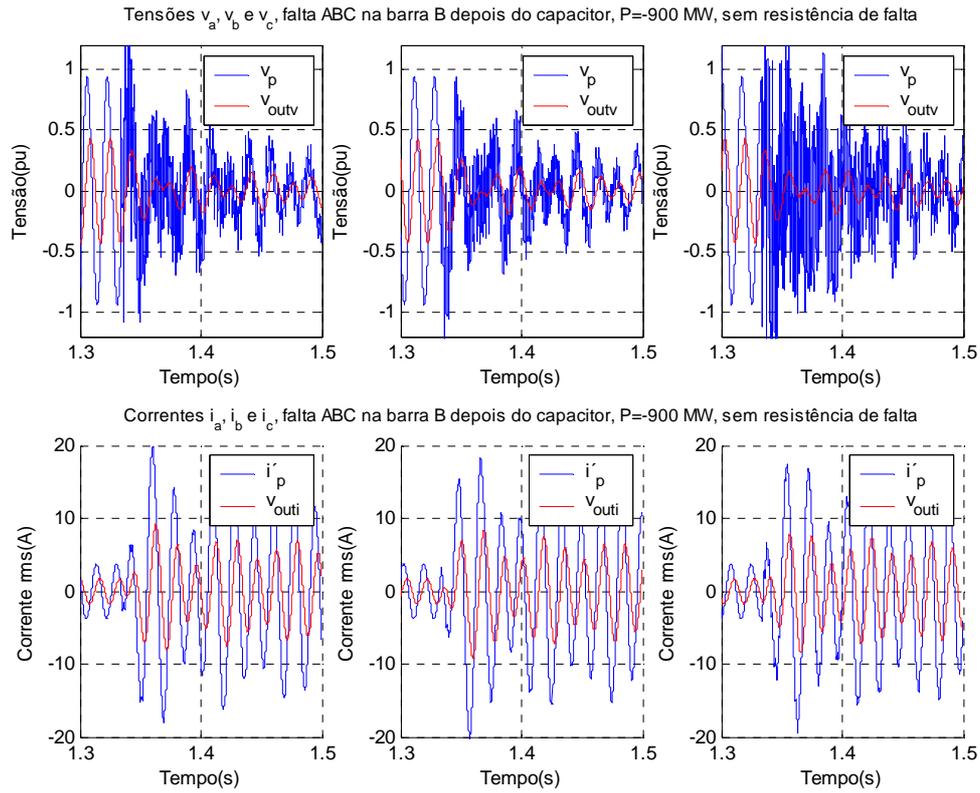


Figura 119 – Gráfico das correntes e tensões das fases A, B e C para uma falta ABC na barra B após capacitor série com importação de 900MW e sem resistência de falta.

Para faltas ABC antes do capacitor série o efeito da componente subsíncrona é reduzido, como pode ser visto na Figura 120. A componente aperiódica decrescente que aparece nas figuras das três fases, depende do instante de falta e não de uma característica inserida pelo capacitor série, como já foi visto no estudo do efeito do instante de falta.

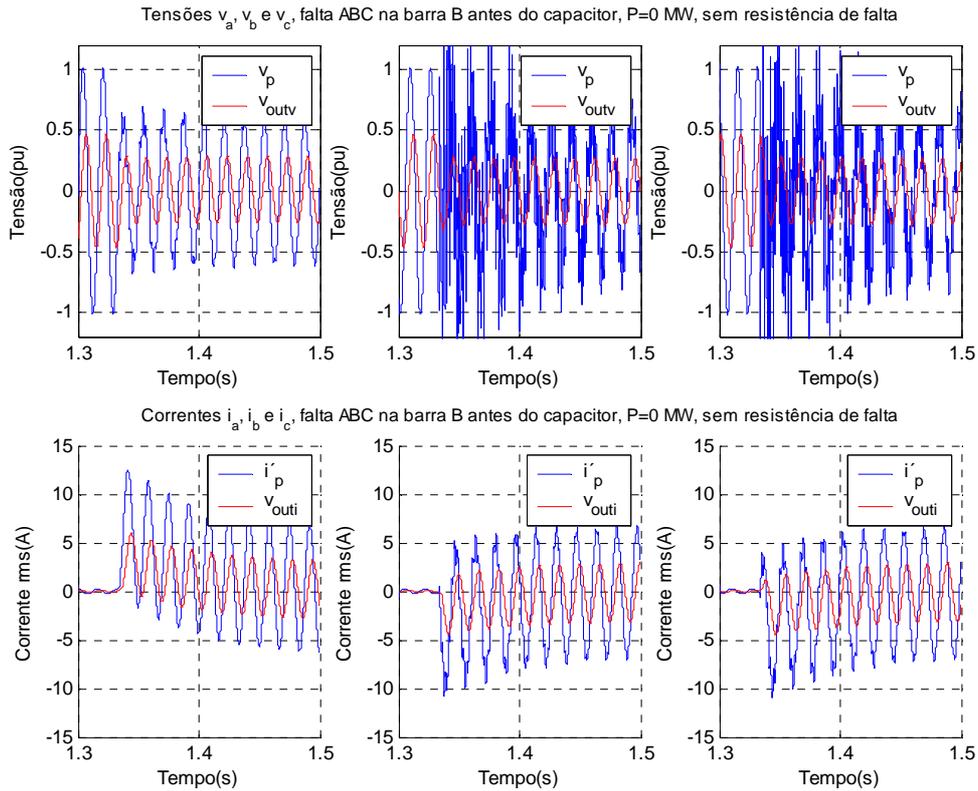


Figura 120 – Gráfico das correntes e tensões das fases A, B e C para uma falta ABC na barra B antes do capacitor série com 0MW e sem resistência de falta.

5.6.4.2 Diagrama R-X das impedâncias na falta ABC

A Figura 121 mostra o diagrama R-X para o caso das tensões e correntes da Figura 115, Figura 116 e Figura 117. As impedâncias de loop de falta de todos os loops deveriam estar fora da característica de operação, visto que a falta se deu fora da área de proteção do relé, mas como já foi comentado, algo deve ser feito para evitar a operação da proteção, isso é feito através de canais de comunicação entre os terminais da linha com o envio de sinal que informa se a falta é dentro ou fora da linha e no caso de dentro, uma informação de permissivo de operação.

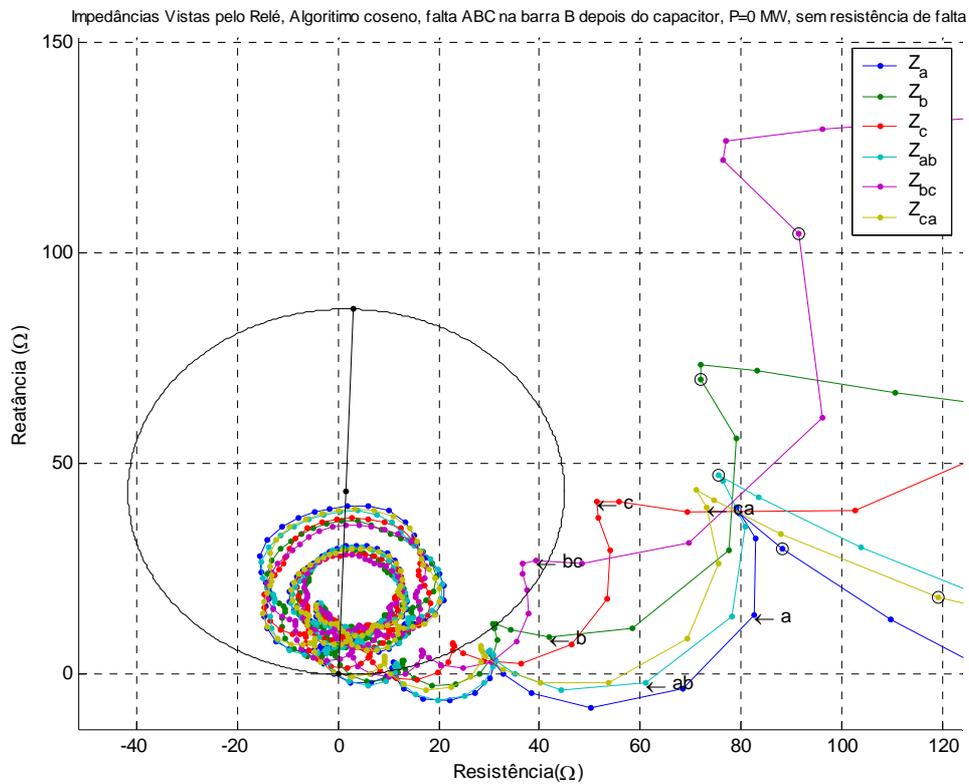


Figura 121 – Diagrama das impedâncias vistas pelo relé, para falta ABC na barra B após o capacitor série com 0 MW e sem resistência de falta.

O mesmo efeito acontece quando se altera o carregamento da linha para 900MW exportação (Figura 122) e importação(Figura 123).

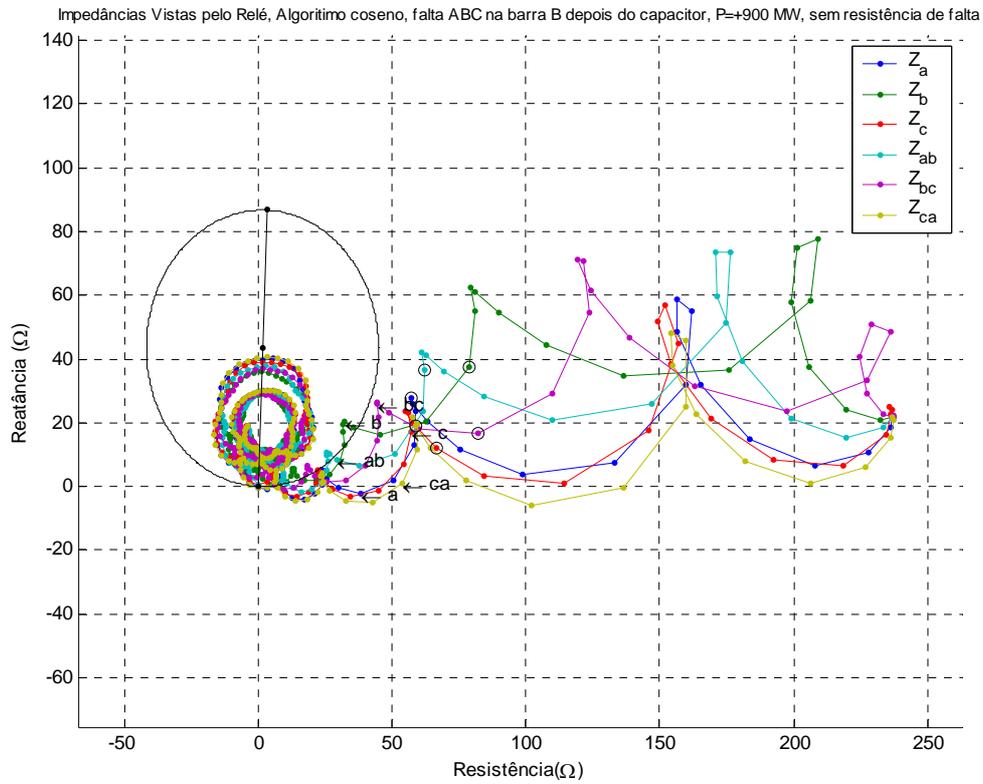


Figura 122 – Diagrama das impedâncias vistas pelo relé, para falta ABC na barra B após o capacitor série com exportação 900 MW e sem resistência de falta.

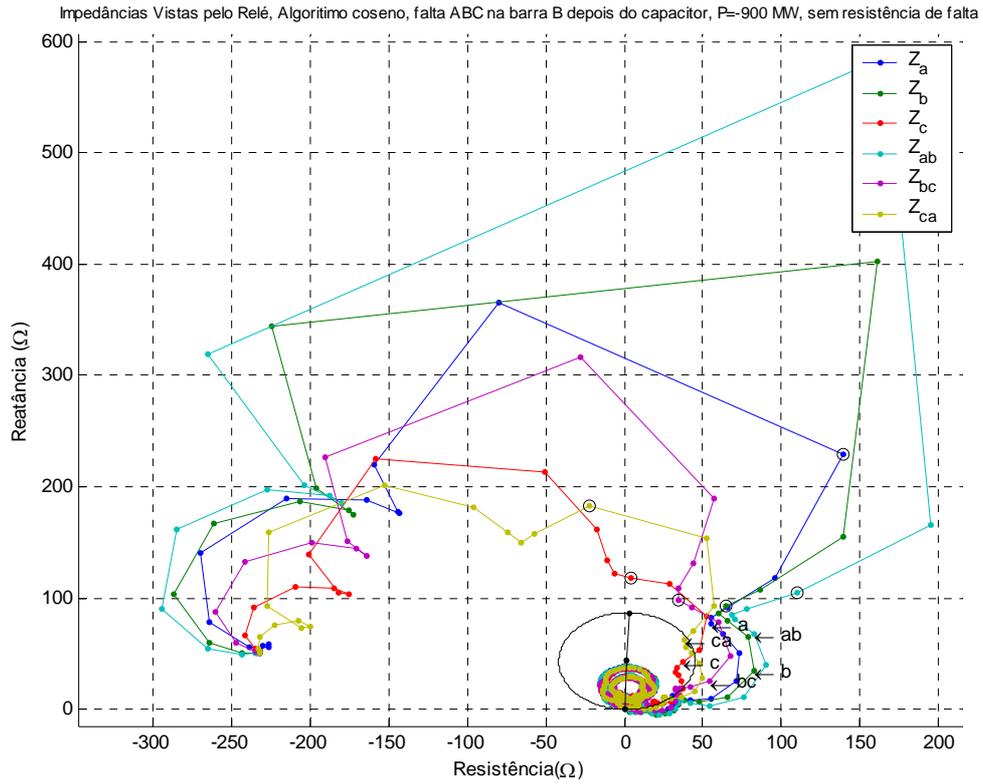


Figura 123 – Diagrama das impedâncias vistas pelo relé, para falta ABC na barra B após o capacitor série com importação de 900 MW e sem resistência de falta.

Para faltas ABC no final da linha antes do capacitor série o efeito de oscilação das impedâncias fica reduzido como pode ser visto na Figura 124, assim como em qualquer parte da linha.

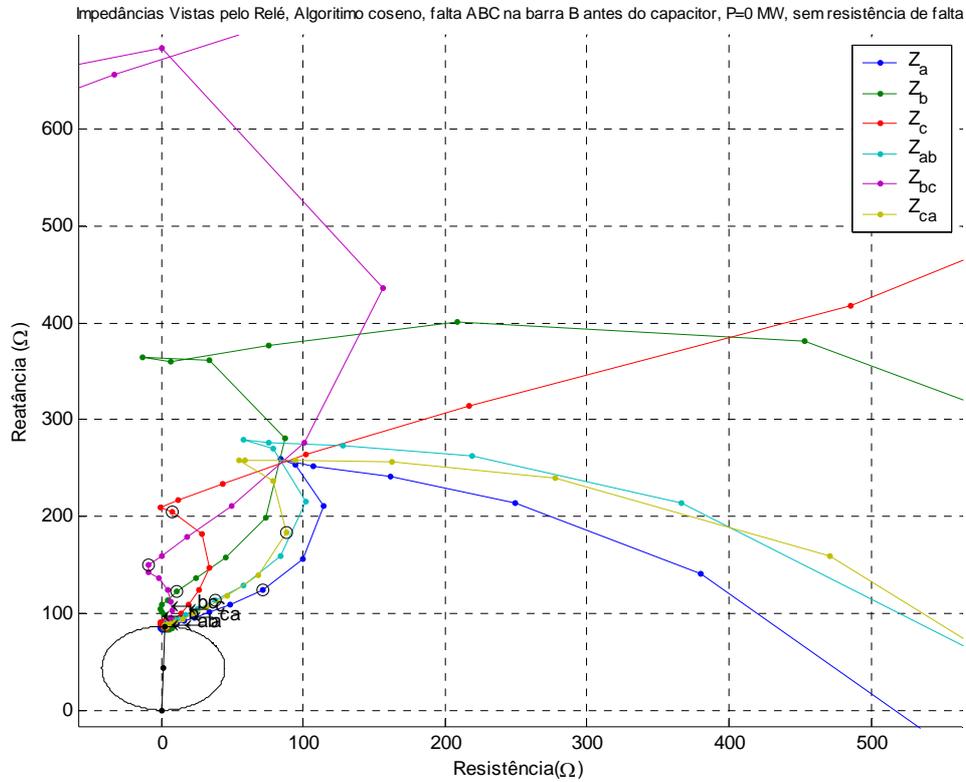


Figura 124 – Diagrama das impedâncias vistas pelo relé, para falta ABC na barra B antes do capacitor série com 0 MW e sem resistência de falta.

5.7 UTILIZAÇÃO DA POLARIZAÇÃO CRUZADA

Como discutido no capítulo 2, a polarização cruzada permite resolver o problema de seletividade para faltas desequilibradas na origem. As polarizações sugeridas foram implementadas e os resultados estão apresentados a seguir.

Para uma falta AT na barra A logo antes do TC, com polarização convencional e sem resistência de falta, a proteção de distância da barra A enxerga a falta como sendo bem em cima da origem. Essa condição levaria a proteção a atuar para uma falta externa. A Figura 125 mostra esta falta para vários carregamentos da linha e pode ser vista a impedância girando em volta da origem, ora dentro e ora fora da característica de operação. A situação é tão grave quanto a situação com resistências de falta pequenas, pois para alguns carregamentos a impedância fica totalmente para dentro da característica, fato não desejado. A Figura 126 ilustra bem esse fato. Para altas resistências de falta a impedância não chega a entrar na característica de operação como mostrado na Figura 127, mas é importante ficar atento para o comportamento das impedâncias.

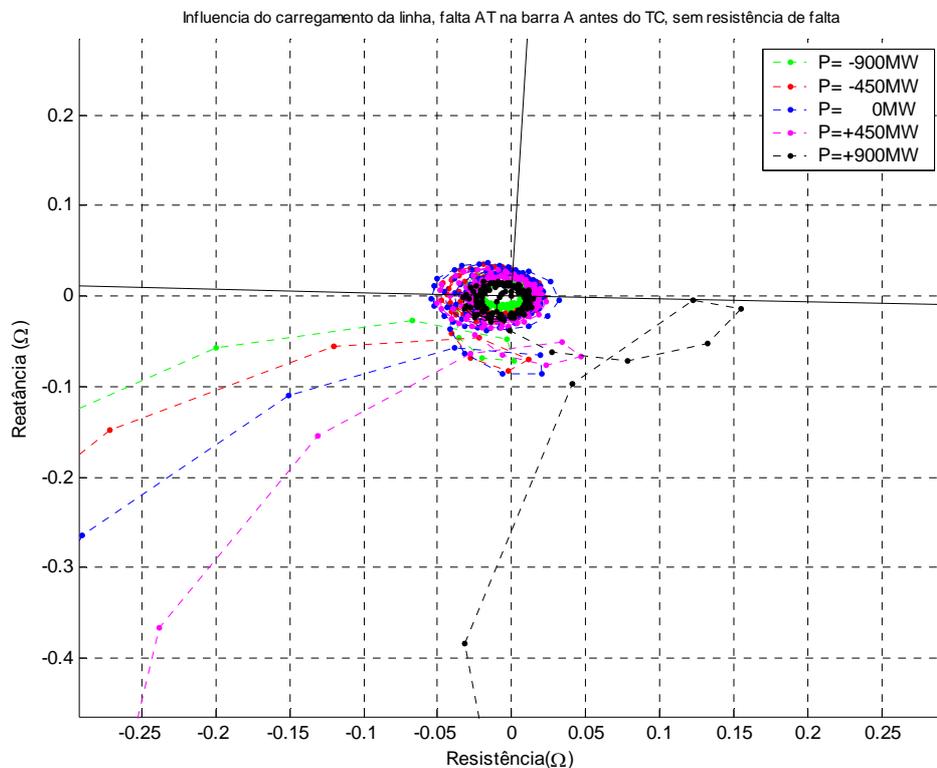


Figura 125 - Faltas AT na barra A logo antes do TC sem resistência de falta

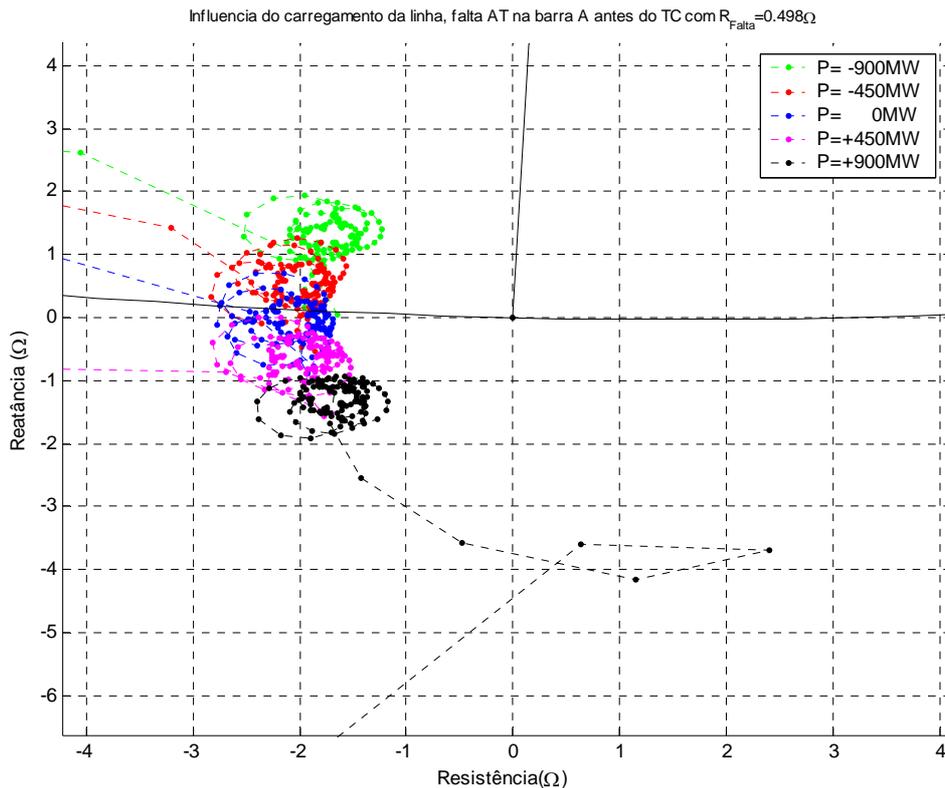


Figura 126 – Faltas AT na barra A logo antes do TC com resistência de arco

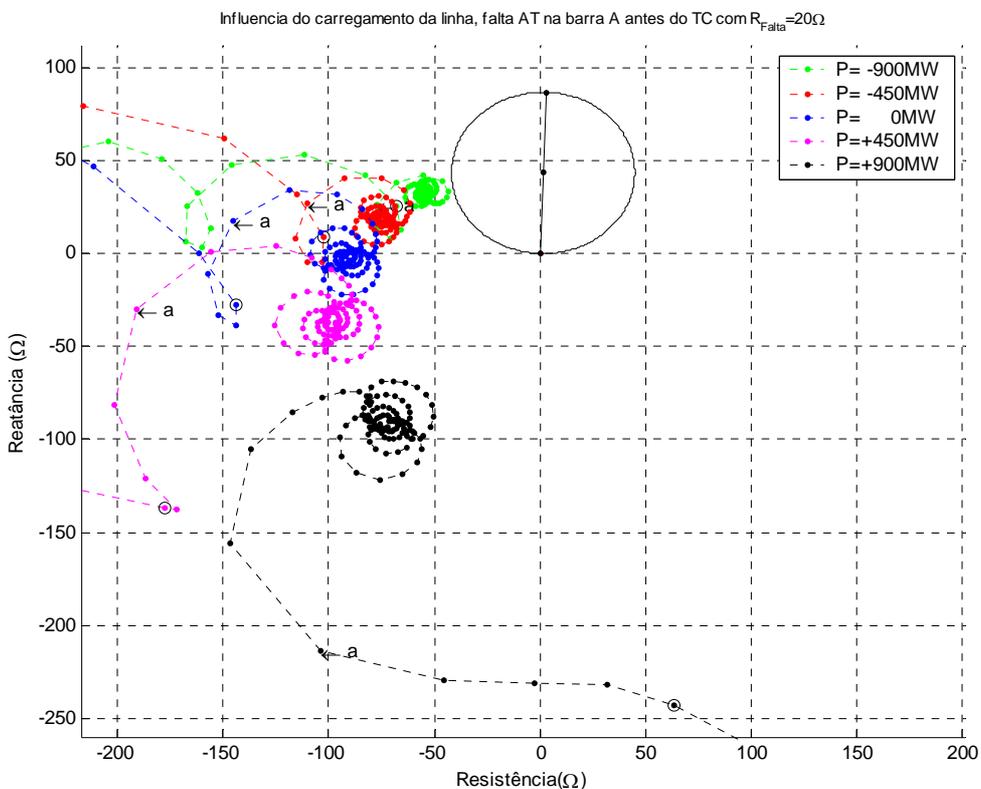


Figura 127 - Faltas AT na barra A logo antes do TC com resistência de falta de 20 Ω

Como pode ser visto na Figura 128, para a mesma falta da Figura 125, a polarização cruzada afasta a impedância para longe da origem, acabando com o problema de sobrealcance. O mesmo acontece para as faltas BC e BCT, como mostrado na Figura 129 e na Figura 130, respectivamente.

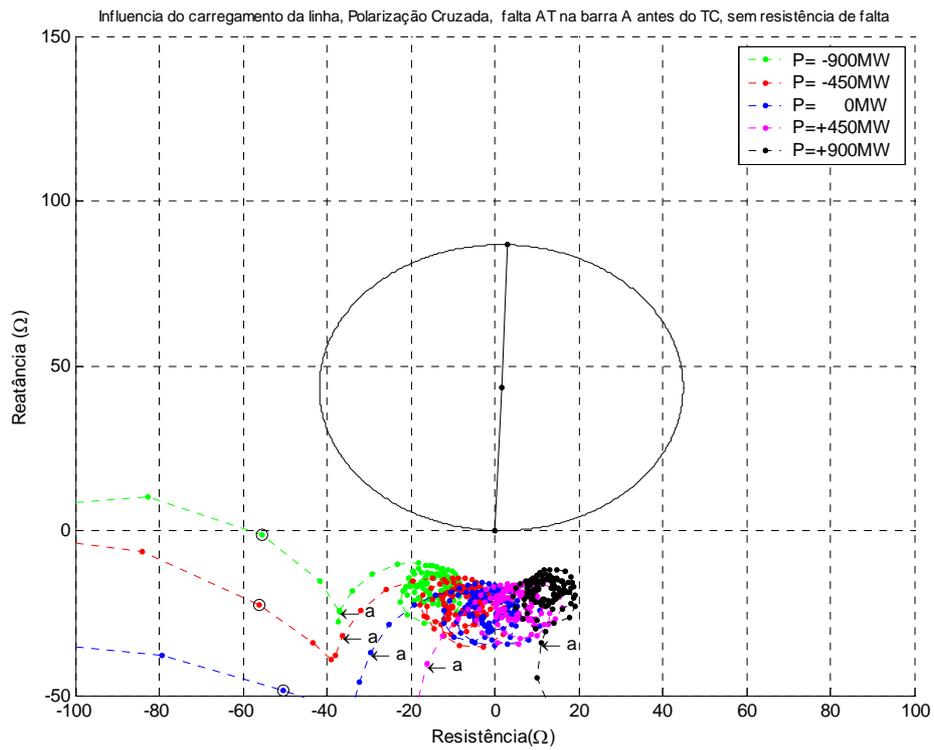


Figura 128 - Faltas AT na barra A logo antes do TC sem resistência de falta com polarização cruzada

Entretanto para faltas trifásicas o problema continua ocorrendo. Isso se deve ao fato de todas as tensões irem a zero. A Figura 131 mostra a excursão das impedâncias no plano R-X no caso da polarização convencional e a Figura 132 no caso de polarização cruzada. Outros sinais de polarização podem ser considerados neste caso, como a utilização de memória, onde alguns ciclos antes da falta, da tensão de polarização são usados como polarização.

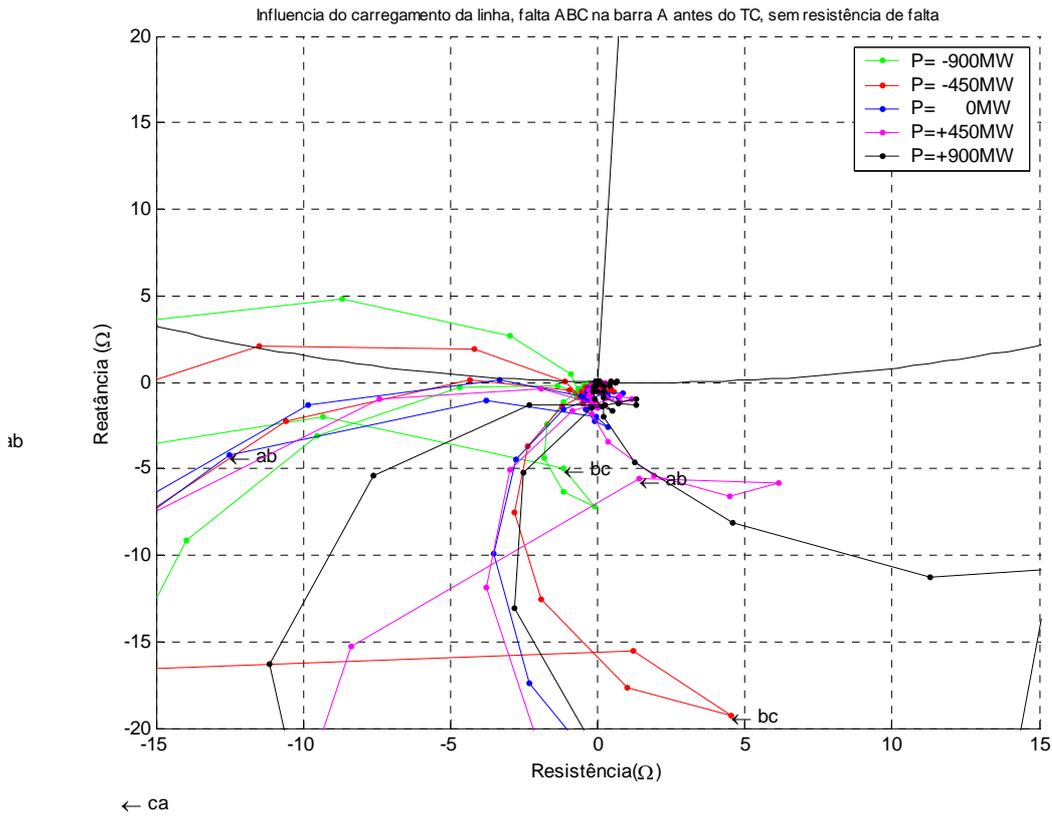


Figura 131 - Faltas ABC na barra A logo antes do TC sem resistência de falta e sem polarização cruzada

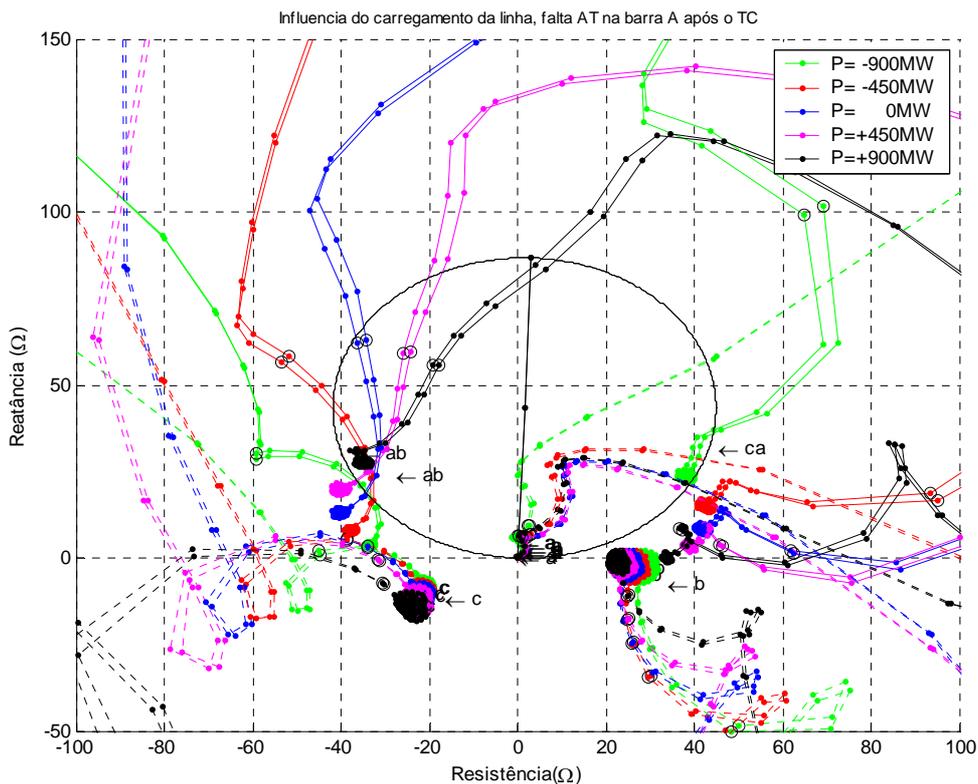


Figura 133 - Diagrama R-X de uma falta AT na barra A após o TC com todos os loops de falta.

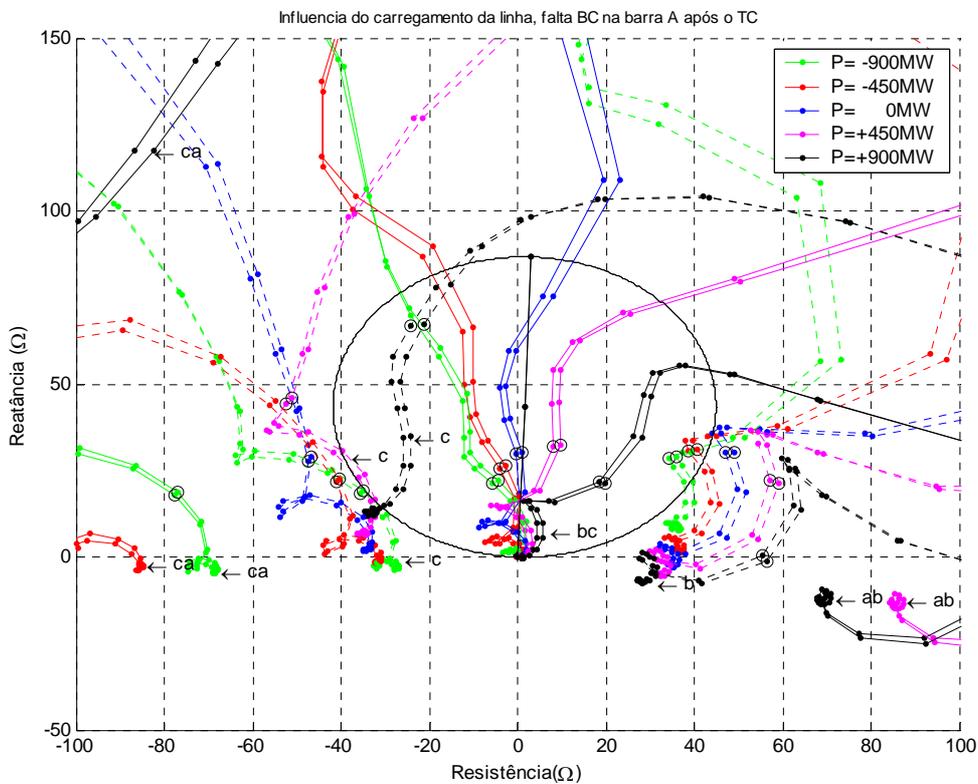


Figura 134 - Diagrama R-X de uma falta BC na barra A após o TC com todos os loops de falta.

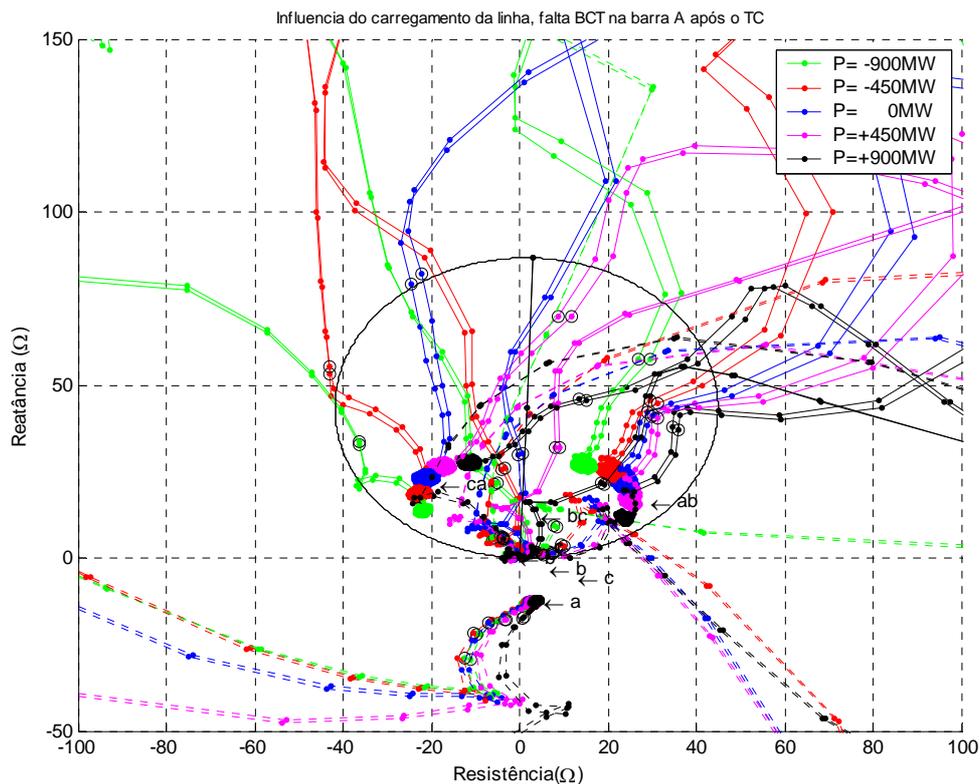


Figura 135 - Diagrama R-X de uma falta BCT na barra A após o TC com todos os loops de falta.

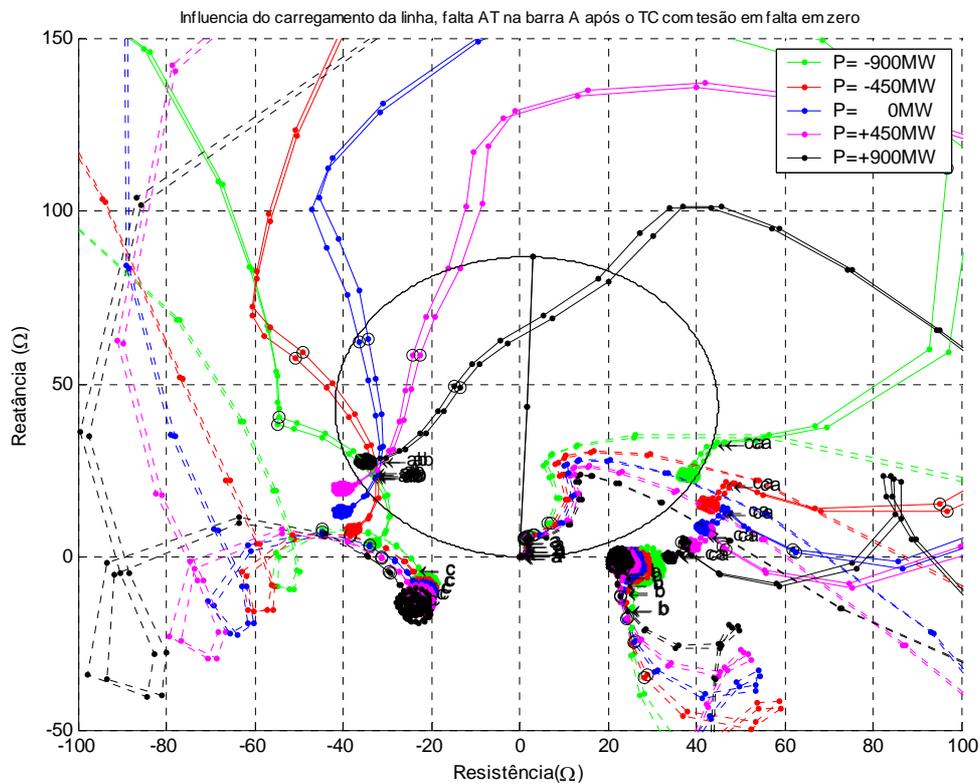


Figura 136 - Diagrama R-X de uma falta AT na barra A após o TC com tensão em zero no instante de falta com todos os loops de falta.

5.8.1 AJUSTE DA PRIMEIRA ZONA

A primeira zona se caracteriza por operar, geralmente, independente de qualquer comunicação entre os terminais da linha. O ajuste deve ser feito sem considerar a saída dos capacitores série, a partir do conhecimento das correntes de falta. A considerar que um ajuste da proteção de sobrecorrente de “bypass” dos capacitores série abaixo da corrente suportada, somente para atender necessidades de proteção, poderia levar a uma condição de instabilidade por se tratar de um sistema de proteção com linhas longas. Fica evidente que todos os ajustes dependem dos estudos de estabilidade e da real necessidade de se permanecer com o capacitor inserido. No caso deste trabalho, será considerado que os capacitores não são bypassados para faltas internas. Baseado nesse princípio, não se pode ajustar a proteção de primeira zona para prover 100% de proteção para a linha, uma vez que já são conhecidos os problemas de sobrealcançe e subalcançe em sistemas de proteção de distância (ver Figura 137).

É intuitivo pensar que se for escolhida uma característica de operação para proteger um percentual menor que 100% da linha, 80% da linha por exemplo, seria possível encaixar todas as faltas sem e com alguma resistência de falta pré-definida, com todos os carregamentos ou grande parte deles e para vários instantes de falta, como mostrado na Figura 138, sem sobrealcançar para faltas no final da linha, como já mostrado na Figura 137, sem subalcançar para faltas logo depois do início da linha, como mostrado na Figura 139 e sem sobrealcançar para faltas logo atrás, como mostrado na Figura 140. Esse procedimento deve ser adotado para todos os tipos de falta em todos os loops, de forma a se obter a garantia da característica de seletividade que deve estar associada à proteção de distância. Em todas as figuras indicadas no plano R-X, uma característica tipo mho é mostrada, mas outra característica, por exemplo do tipo quadrilateral, poderia ter sido usada para permitir englobar maiores resistências de falta, condição limitada quando associada à característica mho.

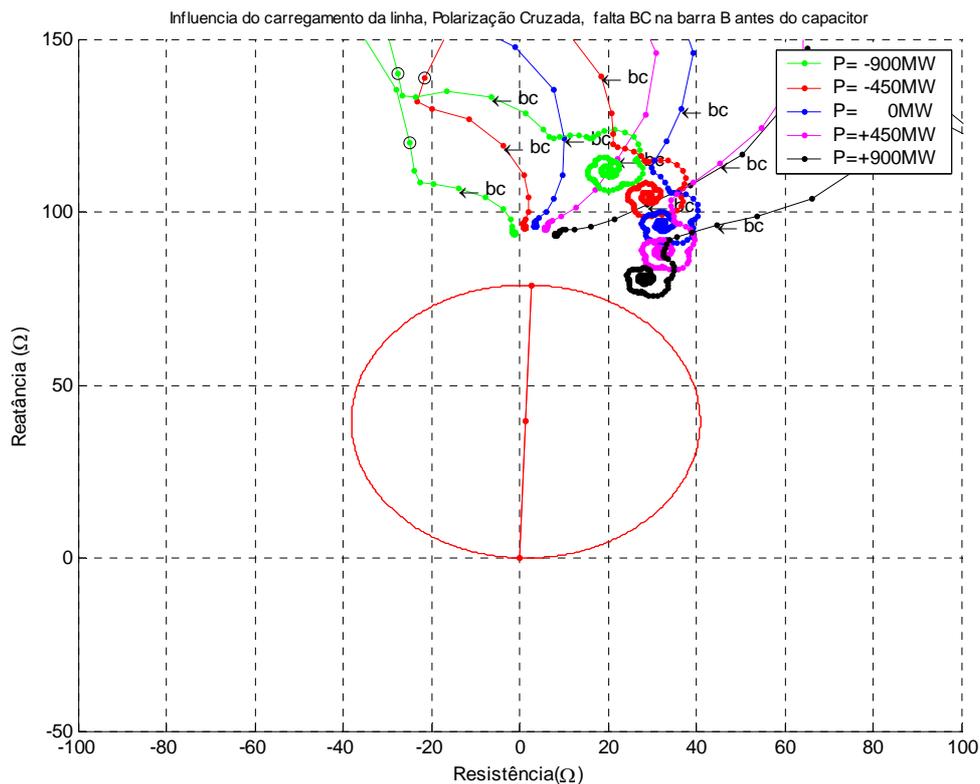


Figura 137 – Faltas BC no fim da linha, sem resistência e com resistência de falta de $10\ \Omega$ por fase, para uma característica de proteção 80% da linha.

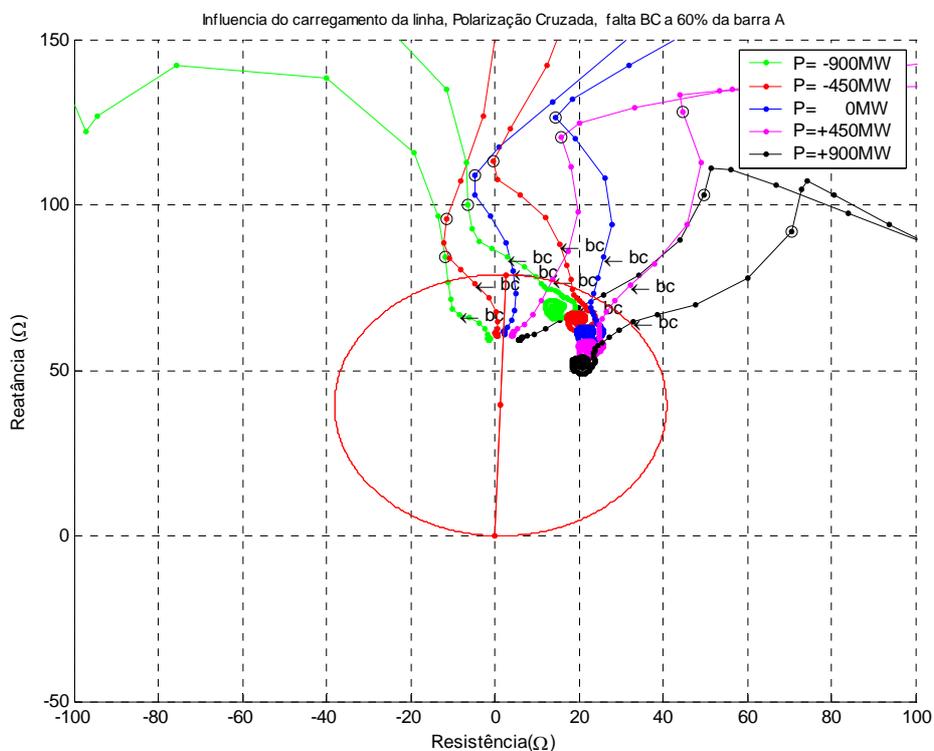


Figura 138 – Faltas BC a 60% da barra A, sem resistência e com resistência de falta de $10\ \Omega$ por fase, para uma característica de proteção de 80% da linha.

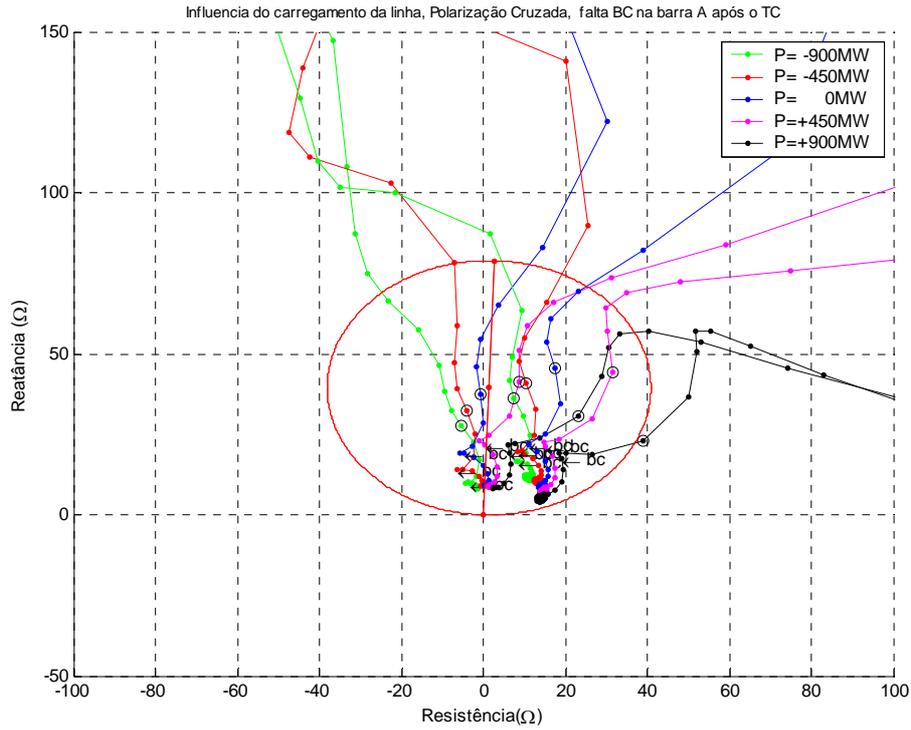


Figura 139 - Faltas BC na barra A logo após o TC, sem resistência e com resistência de falta de $10\ \Omega$ por fase, para uma característica de proteção de 80% da linha.

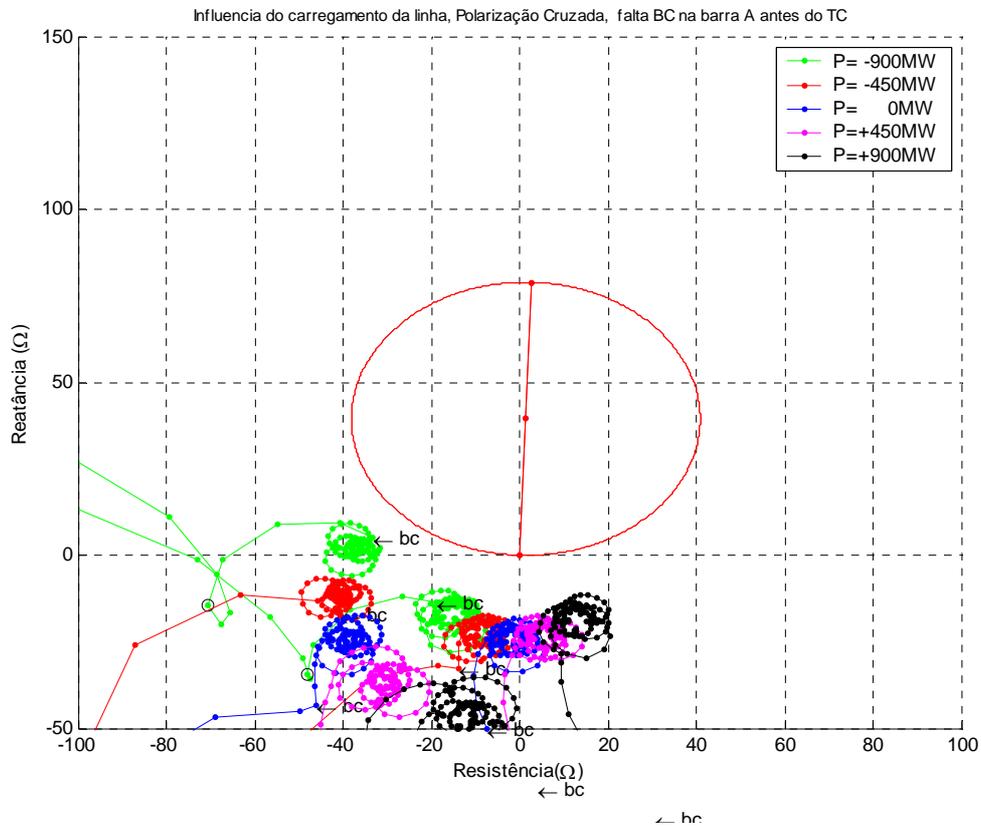


Figura 140 – Faltas BC na barra A logo antes do TC, sem resistência e com resistência de falta de $10\ \Omega$, para uma característica de proteção de 80% da linha.

Próximo aos 80% da linha, pode haver subalcance para alguns carregamentos, como mostrado na Figura 141. Para faltas após 80% da linha, eventualmente pode haver sobrealcance, como mostrado na Figura 142. Entretanto, não deverá ocorrer sobrealcance para faltas no final da linha com qualquer tipo de carregamento, todos os tipos de resistência de arco e instantes de falta. No início da linha, como a polarização considerada é a cruzada, as faltas antes e depois se diferenciam bem, não havendo sobre nem subalcance para as resistências de falta e carregamentos considerados. Com isso, pode-se concluir que um ajuste é aceitável para linhas sem compensação. Mas esse não é o caso em questão e outros procedimentos de análise devem ser aplicados a este sistema de proteção de distância antes que ele possa ser considerado ajustado.

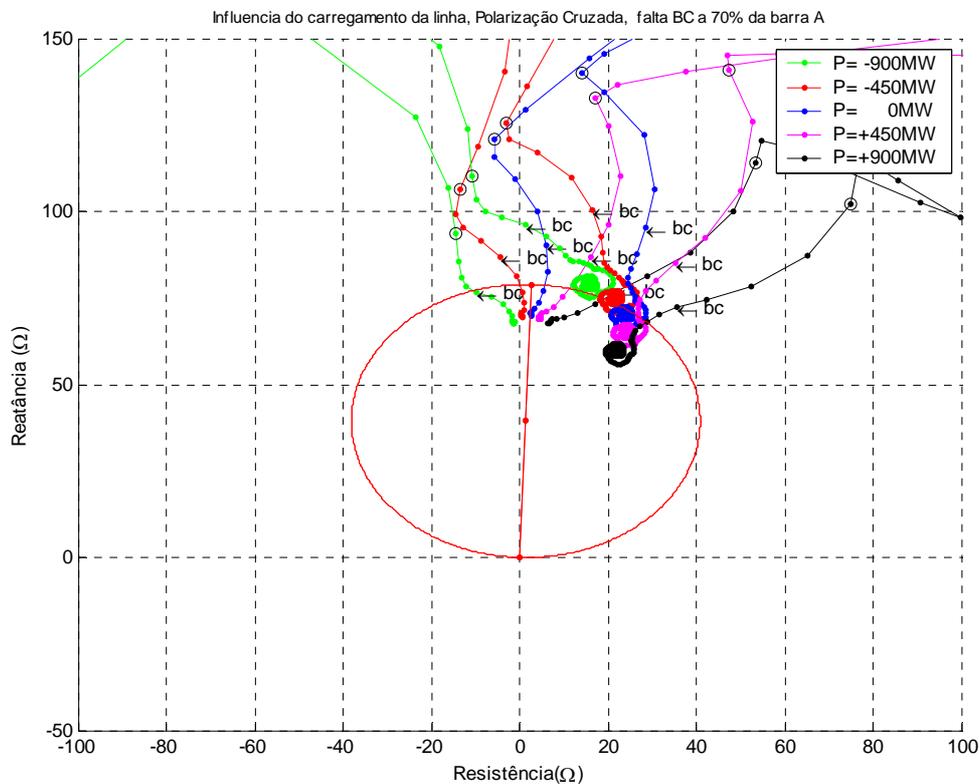


Figura 141 – Faltas BC a 70% da barra A, sem resistência e com resistência de falta de $20\ \Omega$, para uma característica de operação de 80% da linha.

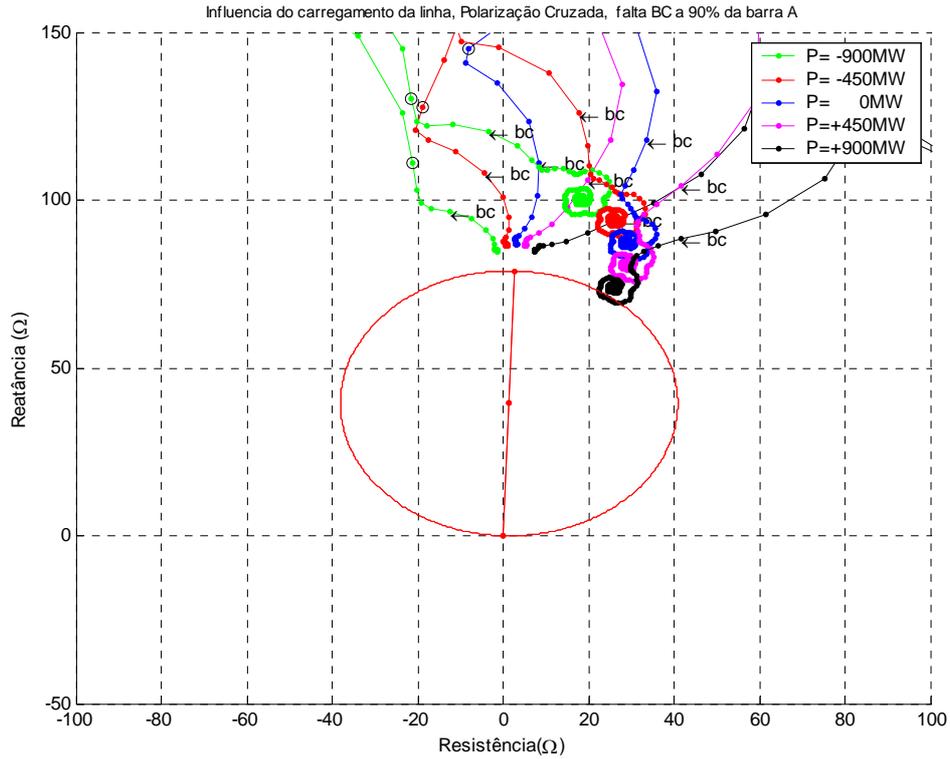


Figura 142 – Faltas BC a 90% da barra A, sem resistência e com resistência de falta de 20Ω , para uma característica de operação de 80% da linha.

O problema inserido pelos capacitores série para a proteção da própria linha e das linhas adjacentes se baseia no fato de um conjunto de faltas externas serem vistas como internas. Nesses casos, o limite máximo de ajuste da primeira zona recai sobre as faltas logo após os capacitores série. A Figura 143, Figura 144, Figura 145 e Figura 146 mostram que as impedâncias transitórias vistas pela proteção da barra A, para curtos logo após os capacitores série da barra B cruzam a origem. Isto se deve a compensação de 40% + 40% e ao efeito transitório da impedância de falta. Esses fatores levam o máximo ajuste da primeira zona para aquém de 20% da linha protegida. Na verdade, a inviabilizou devido a impedância transitória ter cruzado a origem.

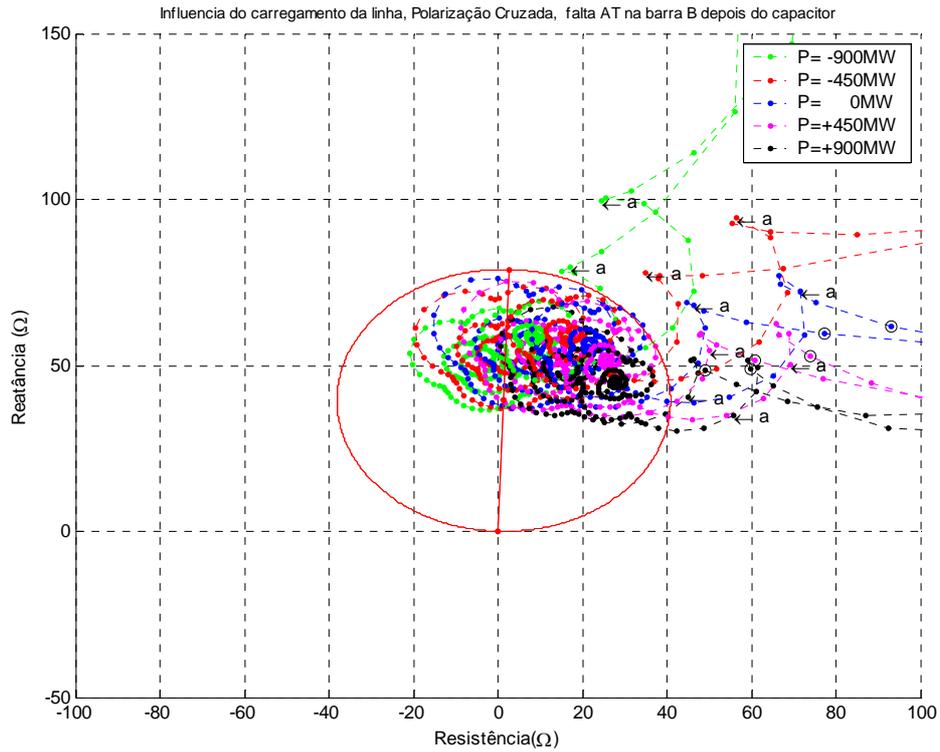


Figura 143 - Faltas AT depois dos capacitores série, sem resistência e com resistência de falta de $20\ \Omega$, para uma característica de operação de 80% da linha

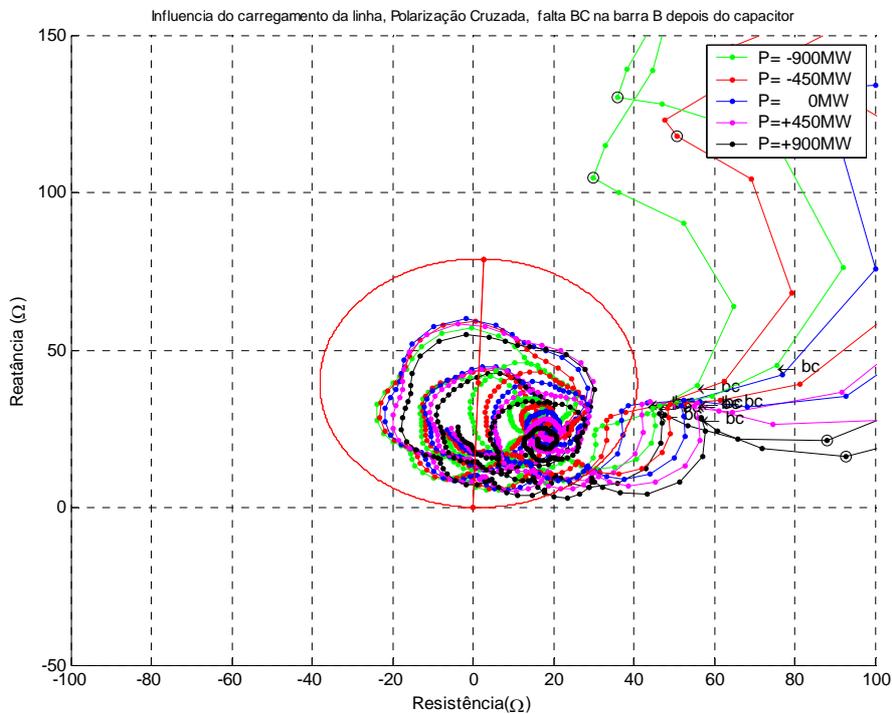


Figura 144 - Faltas BC depois dos capacitores série, sem resistência e com resistência de falta de $20\ \Omega$, para uma característica de operação de 80% da linha.

6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES

É importante conhecer bem os efeitos que fazem uma proteção de distância sub e sobrealcançar, pois é desse conhecimento que se obtém uma proteção bem seletiva para manter a integridade do sistema.

As proteções de distância digitais propiciam um novo horizonte de ajustes e métodos que garantem uma melhor certeza do ajuste implementado.

O algoritmo coseno de um ciclo se mostrou totalmente afinado com as necessidades de velocidade e seletividade das proteções de distância.

A saturação dos TC's em um sistema de proteção, já sujeito a degradações devido a problemas de sub e sobrealcance, deve ser duramente afastada.

Os capacitores série das linhas de transmissão inserem uma dificuldade no ajuste das proteções de distância. Esse ajuste muitas vezes é feito de maneira muito restritiva.

O diagrama R-X se mostrou muito importante na visualização das impedâncias transitórias. Fato é que pouco ou nunca é usado com foi apresentado para ajuste das proteções.

É fator importante na proteção de distância digital implementada que a sinalização correta das fases em falta só se dará na presença de um seletor das fases em falta e bloqueio das demais.

Apesar dos sub e sobre alcances, inerente às proteções de distância, é possível ajustar, confiavelmente, uma proteção para que a mesma não opere fora dos limites pré-estabelecidos.

Como sugestão para novas investigações no tema da presente dissertação, incluímos a pesquisa por novos algoritmos de filtragem digital, a utilização da lógica fuzzy para solução do problema de saturação dos TC's na presença de cargas de impedância elevada, efeitos de correntes unidirecionais e a pesquisa mais detalhada dos efeitos de sobre e subalcance na aplicação da proteção digital de distância.

BIBLIOGRAFIA

- [1] DASH, P. K., PANDA, D. K., *Digital Impedance Protection of Power Transmission Lines Using a Spectral Observer*, IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 3, n° 1, January 1988, pp. 102-109.
- [2] Lee, Z., Zhi-Jing, Z., *Studies of Distance Protection with a Microprocessor for Short Transmission Lines*, IEEE Trans. on Power System, vol. 3, n° 1, February 1988, pp. 330-336.
- [3] ELMORE, W.A., ZOCHOLL, S.E., KRAMER, C.A., *Effect of Waveform Distortion on Protective Relays*, Conference Record of 1990 Annual Pulp and Paper Industry Technical Conference, 18 – 22 June 1990, pp. 73 -81.
- [4] O’KELLY, D., Calculation of the transient performance of protective current transformers including core hysteresis, IEE Proceedings-C, vol. 139, n° 5, Setember 1992, pp. 455-460
- [5] Youssef, O.A.S., “A Fundamental Digital Approach to Impedance Relays”, IEEE *Trans. on Power Delivery*, Vol. 7, no. 4, pp. 1861 – 1870, Oct. 1992.
- [6] 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.
- [7] 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.
- [8] 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.
- [9] 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.
- [10] Saha, M.M., Wikström, K., Lindahl, 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.
- [11] Novosel, D., Phadke, A., Saha, M.M., K., Lindahl, S., “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.

- [12] STRINGER, N.T., *The Effect of DC Offset on Current Operated Relays*, Conference Record of 1997 Industrial and Commercial Power Systems Technical Conference, 11 – 16 May 1997, pp. 154-159.
- [13] 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.
- [14] YU, CHI-SHAN, LIU, CHIH-WEN, YANG, JUN-ZHE, JIANG, JOE-AIR, *New Fourier Filter Algorithm for Series Compensated Transmission Lines*, Proceedings of International Conference on Power System Technology, 2002, vol. 4, 13 - 17 October 2002, pp. 2556-2560.
- [15] 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.
- [16] Saha, M.M., Kaszteny, 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.
- [17] WU, J.K., HE, B.T., HU, Y., LUO, D.S., LIANG, Y., *A Novel Method for Removal of DC Component in Nonsinusoidal Signals of Power System*, IEEE PES Power System Conference and Exposition, vol.2, 10 – 13 October 2004, pp. 1190-1197.
- [18] YONGLI, L., BIN, L., *A Fast Algorithm to Remove Decaying DC and Harmonics for Protective Relaying*, IEEE Region 10 TENCON 2004 Conference and Exposition, vol.C, n° 3, 21 – 24 November 2004, pp. 283-286.
- [19] SIDHU, T. S., ZHANG, X., BALAMOUGAN, V., *A New Half-Cycle Phasor Estimation Algorithm*, *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 20, n° 2, April 2005, pp. 1299-1305.
- [20] OLIVEIRA, J. J., *Proteção de Distância em Linhas de Transmissão com Compensação Série*, Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ, Julho / 2005.