

PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA APLICADA A LINHAS DE TRANSMISSÃO EM
CIRCUITO DUPLO

Vanessa Alves dos Santos

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. Sandoval Carneiro Júnior, Ph. D.

Prof. Marco Antônio Macciola Rodrigues, D. Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

SETEMBRO DE 2007

SANTOS, VANESSA ALVES DOS

Proteção de Distância Aplicada a Linhas
de Transmissão em Circuito Duplo [Rio de
Janeiro] 2007

XI, 98p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc.,
Engenharia Elétrica, 2007)

Dissertação – Universidade Federal do
Rio de Janeiro, COPPE

1. Proteção dos Sistemas Elétricos
2. Transmissão em Circuito Duplo
3. Relés de Proteção
4. Proteção de Distância

I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

DEDICATÓRIA

*OFEREÇO ESTE TRABALHO
AOS MEUS PAIS JOSÉ REGINALDO E MARIA TELMA
AOS MEUS IRMÃOS JOSÉ REGINALDO JR. E ALINE ALVES
AO MEU NOIVO MARCELO MELLO*

AGRADECIMENTO

Agradeço primeiramente a Deus a oportunidade desta vida e todas as suas bênçãos.

Agradeço ao Professor Sebastião por toda a atenção, colaboração e apoio em todo este período do Mestrado, desde os cursos de Proteção e Corrente Contínua, oferecidos pelo Programa de Engenharia Elétrica da COPPE/UFRJ, até a realização e conclusão deste trabalho.

Agradeço aos meus pais por toda orientação, apoio e incentivo compartilhados nas longas jornadas desta vida.

Agradeço aos meus irmãos por todo apoio e compreensão em todos os momentos.

Agradeço ao meu noivo por toda atenção, solicitude e incentivo nesta bela caminhada.

E a todos os amigos, principalmente ao Vinícius, Silmar e Maurício, que com suas ponderações e apoio técnico contribuíram para o enriquecimento e realização desta dissertação.

A todos, meu muito obrigada!

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

PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA APLICADA À LINHAS DE
TRANSMISSÃO EM CIRCUITO DUPLO

Vanessa Alves dos Santos

Setembro/2007

Orientador: Sebastião Ércules Melo de Oliveira

Programa: Engenharia Elétrica

O trabalho descreve os resultados de análise de desempenho do sistema de proteção de distância para linhas de transmissão em circuito duplo, quando as correntes do circuito em paralelo geram um efeito de acoplamento mútuo que causa alterações na resposta do sistema de proteção de distância convencional do circuito em falta que possua ajustes fixos de circuito singelo.

A evolução da característica de impedância de falta como vista pelo relé no plano R – X durante diferentes tipos de curto-circuitos é apresentada, bem como o efeito de ajuste mais adequado para o relé convencional, no contexto da aplicação a linhas de transmissão em paralelo, com incorporação do efeito da corrente de seqüência zero do outro circuito. O objetivo é reduzir os efeitos de sobre ou sub-alcance, o que poderia resultar em desempenho impróprio do sistema de proteção.

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

DISTANCE PROTECTION APPLIED TO DOUBLE CIRCUIT
TRANSMISSION LINES

Vanessa Alves dos Santos

September/2007

Advisor: Sebastião Ércules Melo de Oliveira

Department: Electrical Engineering

The work describes the results of performance analysis of the distance protection system for double circuit transmission lines, when currents in the parallel circuit induce a mutual coupling effect that causes changes in the conventional distance protection system response of the faulted circuit.

The evolution of the fault loop impedance as seen by the relay in the R – X plane during different types of short circuits is presented, as well as the effect of more adequate settings for the conventional relay, in the context of the application to parallel transmission lines, with inclusion of the effect of the zero sequence currents from the other circuit. The objective is to reduce the effects of under and over-reach, what it could result in inappropriate performance of the protection system.

ÍNDICE

1	Introdução	01
1.1	Histórico	04
1.2	Objetivo	9
1.3	Estrutura do Texto	10
2	A importância da Função de Proteção dos Sistemas Elétricos	12
2.1	Introdução	12
2.2	Aplicação de Relés para Proteção dos Equipamentos Elétricos	12
2.3	Proteções Mais Utilizadas	14
2.4	Fontes de Erros a serem Minimizados pelo Sistema de Proteção	15
3	Características de Operação dos Sistemas de Proteção	16
3.1	Proteção de distância da linha em circuito duplo.....	16
3.2	Análise teórica do ajuste adaptativo do relé de distância em circuito duplo.....	16
3.3	Modos de Operação da Linha Paralela	21
3.4	Ligação entre as Redes de Seqüência para Curto Monofásico	23
3.5	Efeitos Provocados pela Operação da Linha Paralela	26
4	Modelagem do Sistema de Proteção.....	28
4.1	Configuração do Sistema de Transmissão em Ambiente Matlab	28
4.2	Modelagem dos Transformadores de Corrente	29
4.3	Representação do Divisor Capacitivo e Transformador de Potencial	30
4.4	Filtro de Butterworth e Filtragem Anti-Aliasing.....	31
4.5	Algoritmo de Proteção Utilizado.....	33
5	Simulações para Análise de Desempenho do Sistema de Proteção	35
5.1	Introdução	35
5.2	Apresentação e comentários da aplicação de curtos sobre circuitos nos dois modos de operação das linhas a serem analisadas.....	36
5.2.1	Aplicação curto monofásico sobre o circuito com as duas linhas em operação.....	36
5.2.2	Aplicação de curto monofásico sobre o circuito com uma linha aterrada em ambas as extremidades.....	64
5.2.3	Apresentação da aplicação de faltas bifásicas e trifásicas.....	80
5.3	Análise das tensões e correntes para os dois modos de operação da linha de transmissão em circuito duplo.....	88
6	Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros	92
	Bibliografia.....	93
	Apêndice A.....	95

PRINCIPAIS SÍMBOLOS E VARIÁVEIS

A / D	=	Analógico / Digital
CA	=	Corrente Alternada
CC	=	Corrente Contínua
CCAT	=	Corrente Contínua em Alta Tensão
DCP	=	Divisor de potencial capacitivo
EMTP	=	Eletromagnetic Transient Program
IEEE	=	Institute of Electrical and Electronics Engineers
MATLAB	=	Matrix Laboratory
RTDS	=	Real Time Digital Simulator
S/H	=	Sample and Hold
TACS	=	Transient Analysis of Control System
TC	=	Transformador de corrente
TNA	=	Transient Network Analyser
TP	=	Transformador de potencial
C_1	=	Capacitância equivalente superior do DCP
C_2	=	Capacitância equivalente inferior do DCP
C_F	=	Capacitância do filtro analógico

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

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

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

1 INTRODUÇÃO

A proteção de qualquer sistema elétrico é feita com o objetivo de aumentar a disponibilidade no suprimento de energia elétrica às cargas e, ainda mais importante, visando diminuir ou evitar risco de vida e danos materiais, sempre que ocorrer situações anormais durante a operação do mesmo. Por isto, este assunto sempre motivou estudos e pesquisas tanto no contexto acadêmico quanto no dia-a-dia da indústria e dos agentes do setor elétrico.

Para que um sistema elétrico seja provido de proteção adequada, esta deve apresentar características importantes, tais como confiabilidade, seletividade e velocidade de atuação. Por confiabilidade devemos entender que a proteção deve permitir que o sistema elétrico funcione com segurança e corretamente, sob todas as circunstâncias. Por seletividade entendemos que o sistema de proteção deve apresentar as propriedades de reconhecimento e seleção das condições em que deve operar, a fim de evitar operações desnecessárias. O sistema de proteção deve também apresentar velocidade adequada que possibilite o desligamento do trecho ou equipamento defeituoso no menor tempo possível. Assim, para que a proteção do sistema elétrico se realize de forma apropriada, esquemas de proteção eficientes, confiáveis e rápidos devem ser especificados.

A parte lógica dos sistemas de proteção é o relé. Este é um dispositivo eletromecânico, analógico ou digital que, conectado ao sistema elétrico, normalmente após a transdução dos sinais pertinentes, fica responsável pela detecção de condições intoleráveis ou indesejáveis ao sistema elétrico e por tomar a decisão de abertura ou não dos disjuntores a ele associados, a fim de iniciar o processo para retirada de operação da parte faltosa do sistema elétrico, mantendo com isso a continuidade do fornecimento de energia elétrica e limitando os danos aos equipamentos.

Assim, o relé deve ser capaz de estabelecer uma lógica entre os parâmetros de entrada do sistema elétrico e entre os sinais de tensão e corrente provenientes dos transdutores, e tomar a decisão correta de abertura do circuito sob falta. Dentre estes aspectos, o sistema de proteção envia um sinal de “trip” para os disjuntores, a fim de isolar a menor porção possível do sistema sob falta.

Com isto, o sistema de proteção oferece um meio econômico para a manutenção da continuidade do sistema elétrico.

Desta forma um sistema de proteção e os benefícios associados à sua utilização são avaliados pelo seu desempenho de atuação e o quanto este permite que se economize evitando danos extensos ao sistema elétrico e, além de tudo, permitindo que o sistema elétrico de potência retorne às condições normais de operação de forma extremamente rápida.

Com o crescimento da demanda por energia elétrica, o nível de solicitação das linhas de transmissão tem aumentado, o que tem resultado na ampliação constante das dimensões do Sistema Interligado Nacional. Nesta expansão, este Sistema de Potência vem assumindo configurações extremamente complexas em determinadas regiões, com diversas interligações para aumento da confiabilidade de atendimento aos consumidores e envolvendo, desta forma, áreas geográficas muito amplas.

Neste contexto, a opção por interligações do sistema elétrico de potência a partir de linhas de circuito duplo tem aumentado. A opção por linhas de transmissão de circuito duplo se deve não só ao constante crescimento de carga, mas também às restrições para se obter novas faixas de servidão para passagem das linhas de transmissão. A obtenção de faixas de servidão envolve custos elevados, como a compra de terras e manutenção desta roçada ou com poda seletiva em caso de área de preservação permanente. Em se optando por linhas de transmissão com circuito duplo há uma redução destes gastos, visto que, onde antes seria necessária a construção de duas torres lado a lado para passagem de um único circuito em cada uma destas, agora com apenas uma torre se torna possível à transmissão de dois circuitos, independentes funcionalmente entre si, e que ocupam uma faixa de servidão de menor largura.

Contudo, a proteção de linhas de transmissão em circuito duplo apresenta um desafio especial. O efeito de acoplamento mútuo entre linhas paralelas é reconhecido como causa da degradação no desempenho de um sistema de proteção de distância convencional que possua ajustes fixos de circuito singelo, aplicados a linhas paralelas. Ajustes adequados para um relé de distância convencional aplicado a linhas paralelas devem, portanto, ser estabelecidos para evitar quaisquer possíveis operações com sobre ou sub-alcance, pois isto resultaria em desempenho sub-ótimo de um relé de distância

sob as condições previstas de operação.

Para tal sistema elétrico, os dispositivos de proteção não atuam de forma independente, mas devem trabalhar de modo que uma anormalidade no sistema elétrico possa ser isolada e removida sem que as outras partes sejam afetadas. Portanto, os dispositivos de proteção devem estar coordenados para operação seletiva, visando isolar as partes defeituosas do sistema, tão próximo quanto possível de sua origem, evitando a propagação das conseqüências, no menor tempo possível, com o objetivo de reduzir os danos subseqüentes.

Atualmente, com a aplicação da tecnologia numérica baseada em sistemas micro-processados (digitais), é possível ajustar as características de operação de qualquer função de proteção. Isto pode ser efetivado a partir da análise das necessidades do sistema elétrico, através de simulações de funções lógicas e soluções determinadas a partir de equações matemáticas, com o objetivo de prover melhor adaptação das curvas de operação dos relés às características do sistema elétrico. A facilidade de interface com sistemas de comunicação digital e o intercâmbio de dados digitais através de cabos de fibra ótica, livres de interferência, também tem permitido simplificações na proteção das linhas de transmissão.

Nesta dissertação, o foco é colocado na proteção de distância, buscando-se viabilizar um melhor desempenho dos relés aplicados a linhas de transmissão paralelas em circuito duplo, através de sinais adicionais disponíveis localmente e aplicação de técnicas de proteção adaptativas. É mostrado o desempenho de um relé de distância aplicado a linhas paralelas de circuito duplo pode ser obtido pelo esquema de proteção de distância aplicando-se técnicas adaptativas em um relé micro-processado.

Visando permitir analisar o efeito do circuito paralelo sem defeito sobre a operação da proteção de distância associada ao outro circuito operando sob falta, algumas rotinas adicionais foram incluídas diretamente no ambiente computacional MATLAB. Nestas rotinas, a partir da modelagem disponibilizada também para a representação dos transformadores de corrente do circuito sem defeito, foi determinada a corrente de seqüência zero associada. Esta corrente foi então incorporada como entrada adicional de polarização do sistema de proteção do circuito sob falta, em adição à corrente de seqüência zero da linha sob falta, como vista do ponto de localização da proteção.

A partir da disponibilização da modelagem do sistema de potência e do sistema de proteção, foram feitas diversas simulações para caracterização da impedância vista pelo relé de distância no plano R – X, considerando o efeito da corrente de seqüência zero do circuito paralelo sem defeito. Com base no resultado destas simulações, são discutidas as dificuldades principais que se apresentam para correta atuação destes relés no contexto de proteção de linhas paralelas e indicada solução para evitar o efeito de sub e sobrealcance observados..

1.1 HISTÓRICO

Neste item são apresentadas informações gerais disponíveis na literatura a respeito dos sistemas de proteção de distância e outras, mais específicas e contidas em alguns trabalhos relevantes, sobre as dificuldades enfrentadas por este tipo de proteção, quando aplicado a linhas com circuitos paralelos.

Peterson e Wall em [1] mostram que as simulações computacionais geram informações valiosas para projeto e análise dos algoritmos de detecção de falta e que os programas computacionais incorporam as equações de desempenho dos relés de proteção para permitir as simulações referidas. O artigo identifica, a partir da equação geral dos relés, quatro algoritmos fundamentais para simulação computacional de diferentes sistemas de proteção. O artigo apresenta as características destes algoritmos, as relações que eles determinam e a utilização destas relações para construção de um modelo genérico de relé diretamente no programa de simulação de transitórios EMTP. Este modelo genérico é utilizado visando a representação de um relé de sobrecorrente direcional temporizado, ilustrando, desta forma, a aplicação genérica dos quatro módulos básicos. Os resultados da aplicação de tal modelo genérico revelam a potencialidade do uso de tal conceito de modelagem para subsídio à tarefa de projeto dos relés de proteção.

Na referência [2], McLaren e outros apresentam um elemento direcional de seqüência positiva implementado em um relé de distância numérico. Testes para verificação de desempenho deste relé foram realizados com sucesso do relé, a partir de resultados operacionais de oscilografia armazenados por relés numéricos instalados pela empresa Manitoba Hydro. O novo relé desenvolvido e incluindo um novo algoritmo para verificação da direcionalidade das faltas apresentou o desempenho previsto depois

de testado no Simulador Digital em Tempo Real da Universidade de Manitoba. Alguns outros testes foram realizados sob condições de operação complexas e resultou, também, no correto funcionamento do elemento direcional.

Kim e outros, na referência [3], tratam do desempenho e descrevem a implementação de um algoritmo para proteção de distância usando o programa EMTP e sua subrotina MODELS. O algoritmo permite definir um procedimento simplificado para modelagem simultânea da proteção de distância e do sistema elétrico através de um único módulo. O objetivo é o maior entendimento sobre os conceitos básicos aplicados aos sistemas de proteção para estudantes de graduação e pós-graduação. Simulações de desempenho dos elementos de fase e de terra frente e curtos fase-fase e fase-fase-terra, para diferentes distâncias de falta e diferentes instantes de falta são apresentados

Na referência [4], um novo filtro digital recursivo para determinação das impedâncias da trajetória de falta é apresentado, de forma que a partir das amostras dos sinais de tensão e correntes medidos no ponto de localização da proteção, com ênfase nas componentes fundamental e harmônicas dos sinais e na componente CC, 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 com resultados de desempenho satisfatório do sistema de proteção.

A referência [5] apresenta metodologia para síntese de um filtro digital para cálculo da trajetória da impedância de uma linha de transmissão, como vista por um sistema de proteção digital localizado em um determinado barramento da rede elétrica, no seguimento a faltas do tipo curto-circuito. O algoritmo consegue eliminar efetivamente a componente unidirecional exponencial, a partir da especificação da taxa de decaimento desta componente que é incluída na formulação do algoritmo digital. Segundo os autores, a aplicação do algoritmo conduziu à completa rejeição dos harmônicos dentro de um intervalo previamente definido, sendo a resposta em frequência do algoritmo referido altamente seletiva em comparação com outros obtidos por técnicas conhecidas. O comprimento da janela de dados foi fixado 6,25% maior que o período da frequência fundamental. Resultados de simulação de simulação de programa digital foram comparados com dados reais de oscilografia extraídos em uma subestação de 230 kV e utilizados para verificação do desempenho do algoritmo, a

partir da comparação contra o algoritmo básico de Fourier.

Na referência [6], os autores registram que o desempenho dos relés de distância digitais frente a sinais de entrada ruidosos depende do processo global de filtragem que resulta dos filtros analógicos anti-aliasing e dos parâmetros da filtragem digital. Alguns algoritmos de digitais de filtragem utilizados na proteção de distância são comparados, com ênfase nos filtros de Fourier e Walsh. Conclui-se que os filtros coseno Fourier e coseno Walsh de um ciclo apresentam capacidade de rejeição de componentes unidirecionais, enquanto os filtros seno Fourier e seno Walsh apresentam capacidade para rejeição das componentes de alta frequência.

Os autores de [7] discutem o problema de deslocamento da corrente de curto resultante da presença da componente unidirecional associada ao instante de falta e que acontece, pelo menos, em uma das fases do sistema trifásico. O decaimento no tempo registrado pela componente é função unicamente da relação X/R do sistema de transmissão e sua presença frequentemente resulta em forte saturação do TC de alimentação do sistema de proteção. Argumentam, ainda, que a componente CC resultante da interrupção da corrente de falta, pode manter a corrente que se segue acima do ajuste de “drop-out” do relé por um período que depende da constante de tempo do circuito secundário do TC, conduzindo ao retardo do rearme da função detentora de falta do relé.

Eissa e Malik, na referência [8] apresentam um esquema de proteção de distância digital implementado numa placa de processador digital de 32 bits. O esquema foi testado num modelo físico de sistema de transmissão de circuito duplo, de igual impedância por circuito, com alimentação trifásica em cada um dos dois terminais. A técnica sugerida consiste na comparação das medidas de impedância das fases correspondentes em cada localização do relé. Somente um relé localizado no final de cada linha é alimentado por três sinais de tensão e seis de corrente das duas linhas, a fim de medir a impedância até o ponto da falta. As estimativas de impedância são baseadas nas componentes fundamentais dos sinais de corrente e tensão.

Holbach e Steynberg em [9] informam que os limites colocados no número de elementos de medida nos sistemas de proteção de distância sempre resultarão em menos informação para o relé tomar a decisão sobre a direcionalidade da falta. A direção da falta (reversa ou direta) é comumente determinada com uma medição dedicada para

assegurar seletividade sob todas as condições e, para isto, há algumas alternativas disponíveis. O artigo descreve uma forma de medição seletiva da malha de falta e ilustra, através de simulações para um curto-circuito típico, porque ela é superior à forma de polarização com base nas quantidades de seqüência negativa. Na seleção da malha de falta, leva-se em conta os cenários de aplicação, as zonas individuais de proteção e a definição correta de direcionalidade. Um módulo separado para a determinação da direcionalidade é usado, já que nas faltas próximas ao ponto de localização da proteção, o sinal da impedância medida não é uma fonte confiável. A melhor abordagem para o modelo do módulo direcional de relé de distância é feita através de 6(seis) elementos direcionais separados, um para cada “loop” de falta. Para reduzir custos e espaço, diferentes soluções foram desenvolvidas, por exemplo o chamado "relé chaveado" (switched relay). Esses relés tinham apenas um elemento direcional que era chaveado para determinadas quantidades, aquelas associadas ao “loop” de falta. A maior desvantagem desta abordagem ocorre quando há a possibilidade de um falso “trip”, ou seja, quando o tipo de falta muda durante a operação do relé. Devido à confiabilidade limitada, esses relés eram utilizados somente em aplicações de subestações.

Os autores ressaltam ainda que uma outra abordagem para redução do número de elementos direcionais seria a utilização de "grandezas transformadas", ao invés da utilização das grandezas reais do “loop” de falta, através da transformação mais comumente usada, a transformação em componentes simétricos (seqüência positiva, seqüência negativa e seqüência zero). Com isso, reduz-se o número de elementos de polarização de 6(seis) para 3(três). A direção da falta é determinada pelo ângulo entre a corrente de falta e a tensão de falta, a corrente de falta sempre levando a tensão de falta de 0° até aproximadamente 90° graus nas faltas diretas e de 180° até 90° graus nas faltas reversas. Isto somente é verdadeiro se nenhuma compensação de série é aplicada na linha próxima ao relé. Para definição da direcionalidade, então os ângulos entre as correntes e tensões de seqüências são utilizadas para determinar a direção da falta.

Na referência [10], Jongepier e outros analisam como as mudanças operativas nos sistemas de potência resultantes de saída de gerador e linha, alterações de carga e geração, etc., afetam o desempenho dos relés de distância, causando alterações. No caso de um relé de distância protegendo uma fase de um circuito duplo, o desempenho do relé é altamente influenciado pelo estado real do sistema e pelo modo de operação da

linha a ser protegida. Como um número crescente de subestações são automatizadas, uma grande quantidade de informação está disponível localmente para dar uma indicação do estado do sistema. Quando não for possível medir a informação requerida do estado do circuito paralelo, em algumas situações esta informação tem que ser coletada a partir da impedância de seqüência zero de Thévenin em ambos os terminais da linha a ser protegida. Com isso o relé opera mais precisamente e, conseqüentemente, o sistema de proteção é mais seletivo e mais confiável. Um efeito adicional em caso do ajuste adaptativo é que a margem de segurança nos ajustes do relé fica reduzida em razão de determinado grau de incerteza na definição do alcance e em razão das incertezas sobre o estado real do sistema de potência.

Em [11] Skok e outros apresentam um modelo de proteção de distância adaptativo desenvolvido para proteção de linhas de circuito duplo. No modelo adaptativo, diferentes modos de operação são incluídos, já que diferentes topologias fornecem diferentes conjuntos de pares de corrente de curto-circuito para ambos os terminais da linha de transmissão protegida. Como referido no artigo, um modelo adaptativo é desenvolvido e que resolve o problema do curto trifásico em uma linha singela, considerando que a mudança no modo de operação da linha muda as amplitudes das correntes de curto-circuito. O modelo desenvolvido foi testado para avaliação do desempenho da proteção de um sistema de transmissão em circuito duplo, em 400 kV.

Os autores ressaltam que o modelo de proteção de distância desenvolvido e apresentado no trabalho oferece solução relativamente simples para redução do efeito do acoplamento mútuo entre circuitos paralelos.

Na referência [12], Kizilcay e outros tratam do problema de localização de falta, utilizando uma metodologia que exige medições apenas de um dos lados do sistema de proteção, e argumentam que o método não se baseia em qualquer hipótese a respeito do tipo de falta e a respeito da resistência de falta. Além da consideração das equações com parâmetros distribuídos terem sido utilizadas na representação das linhas aéreas, testes numéricos foram realizados, com apoio do programa EMTP, para verificação do desempenho da proteção quando considerando linhas de transmissão de circuito singelo e de circuito duplo, para várias posições de falta ao longo da linha e para diversos valores de resistência de falta.

Diversas simulações foram executadas e que demonstraram a precisão da metodologia implementada sob condições idealizadas. A influência dos erros de

transdução com TP's e TC's não foi avaliada e uma taxa reduzida para aquisição de dados foi considerada. A distância de falta é determinada usando a teoria modal, de forma que o método pode igualmente ser aplicado a linhas multi-fase balanceadas ou desbalanceadas, de circuito simples ou de circuito duplo.

Em [13] Hu e outros ressaltam que a proteção de distância de linhas paralelas é afetada negativamente pelo acoplamento mútuo da corrente de seqüência zero, de forma que tal efeito resulta em erros na medição de distância de um relé convencional, o que resulta em sub ou sobre-alcance, dependendo da condição de falta, localização da falta, configuração de barramento e estado de operação da linha. O artigo mostra, ainda, a viabilidade de se obter um bom desempenho da proteção de linhas paralelas através da utilização de sinais múltiplos disponíveis localmente e aplicação de técnicas adaptativas, sem a utilização de sinais remotos e/ou informações adicionais e com cada circuito protegido pelo seu próprio relé. Sempre que disponível, a corrente de seqüência zero da linha paralela é a primeira a ser utilizada pelo esquema para compensar o efeito do acoplamento mútuo na medição da impedância da linha com falta.

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 em circuito duplo, vistas como parte integrante dos sistemas de potência de alta tensão e extra-alta-tensão, com foco na indutância mútua existente entre as linhas em paralelo, o que interfere na medição precisa da impedância da linha sob falta.

Para dar suporte a esta discussão, um sistema de potência, com modelagem trifásica equilibrada, em coordenadas de fase, composto por dois circuitos duplos de transmissão 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.

O trabalho foi realizado a partir de programa disponível contendo representação analógica para os transformadores de corrente, transformadores de potencial, divisores de potencial capacitivo e filtros de Butterworth de segunda ordem, conforme descrito na referência [14], sendo o canal de corrente duplicado para captação das correntes do

circuito paralelo e posterior utilização em algoritmo desenvolvido para análise do desempenho da proteção de distância de linha com circuito duplo. Todo o trabalho de extensão de modelagem foi realizado em ambiente MATLAB, permitindo o estabelecimento de base computacional para as simulações de desempenho da proteção de distância com linhas de circuito duplo.

As simulações dos diversos tipos de curto-circuito no sistema de potência apresentados na presente dissertação levaram em conta, portanto, a presença de um segundo circuito em paralelo com o circuito que sofre a falta, a partir das impedâncias mútuas entre fases e entre os circuitos. A representação global do sistema analisado foi feita de forma conjunta, incorporando à representação de sistema elétrico disponível no MATLAB, os modelos disponíveis para o sistema de proteção de distância acima referidos. Portanto, o acoplamento entre estes sistemas é considerado a partir da representação conjunta e simulação simultânea do desempenho do sistema global sistema de potência x sistema de proteção.

1.3 ESTRUTURA DO TEXTO

A dissertação está organizada em seis capítulos conforme é descrito a seguir.

O Capítulo 1 apresenta um breve descritivo sobre as características da proteção de distância aplicada aos sistemas elétricos de potência, com ênfase na proteção de linhas de transmissão em circuito duplo. Logo a seguir, apresenta-se um descritivo sobre alguns artigos que contribuíram para a implementação da pesquisa que é apresentada nesta dissertação.

O Capítulo 2 ressalta a importância da função de proteção dos sistemas elétricos de potência, apresentando também as proteções de caráter sistêmico que envolvem os equipamentos elétricos e os erros a serem minimizados pelos sistemas de proteção convencionais.

No Capítulo 3 são descritas as características de operação do sistema de proteção de distância de uma linha de transmissão em circuito duplo. É feita toda uma análise teórica sobre as dificuldades que devem ser encontradas para a proteção deste tipo de circuito.

INTRODUÇÃO

O Capítulo 4 apresenta a modelagem do sistema elétrico analisado, as ferramentas utilizadas e a metodologia das simulações.

No Capítulo 5 serão apresentados os resultados obtidos nas simulações realizadas de aplicação de falta em um sistema com linha de circuito duplo, para alguns tipos de falta e diferentes condições de operação.

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

2 A IMPORTÂNCIA DA FUNÇÃO DE PROTEÇÃO DOS SISTEMAS ELÉTRICOS

2.1 INTRODUÇÃO

O sistema de proteção dos sistemas elétricos, como o seu próprio nome sugere, protege o sistema elétrico de falhas que podem ocorrer internamente ou externamente ao circuito protegido, garantindo a continuidade de alimentação dos usuários de energia elétrica que se encontram fora do sistema sob falta e assegurando uma vida razoável às instalações e equipamentos elétricos.

No cumprimento dessas missões o sistema de proteção deve tanto alertar os operadores em caso de perigo não imediato, como retirar de serviço o equipamento em que há um curto-circuito que poderá deteriorar um equipamento ou afetar toda a rede.

Tecnicamente, o sistema de proteção é composto por um conjunto de relés de diferentes tipos, ou dependendo do caso, do mesmo tipo. Porém, para efeito de estudo, entende-se como sistema de proteção o conjunto formado por disjuntores, transdutores e relés.

O releamento, principal objetivo deste estudo, minimiza: o custo de reparação dos danos ao sistema elétrico, a probabilidade de que o defeito possa propagar-se e envolver outro equipamento, o tempo que o equipamento fica inativo, reduzindo a necessidade das reservas. Isto tudo, a um custo da ordem de 2% a 5% daquele correspondente aos equipamentos protegidos. É, pois, um seguro barato, principalmente considerando-se o tempo usual para depreciação dos equipamentos.

2.2 APLICAÇÃO DE RELÉS PARA PROTEÇÃO DOS EQUIPAMENTOS ELÉTRICOS

Os relés são utilizados, de forma geral, para a proteção de sistemas de transmissão e distribuição, e isto significa preservar não só as linhas de transmissão e as cargas conectadas a estas, mas também os equipamentos elétricos envolvidos no sistema de potência.

Os transformadores estão sujeitos à faltas a fase, mas muito mais frequentemente sofrem faltas fase-terra, espira a espira, ou do enrolamento de alta-tensão para o enrolamento de baixa-tensão. Faltas nos transformadores são geralmente de dois tipos: os de ocorrência repentina e os de ocorrência lenta. Deste último são geralmente as faltas incipientes e que, em alguns casos, podem ser detectadas por procedimentos de prevenção, tais como análise do gás do transformador. Faltas de ocorrência repentina terminando em faltas totais devem ser detectadas pelos relés de proteção e gerar um alarme ou mesmo o disparo do disjuntor a ele associado no menor tempo possível para proporcionar o máximo de proteção ao transformador e ao sistema.

A proteção de barramento segue as regras gerais de proteção de equipamento, instalando-se geralmente tanto relés para proteção primária como para proteção secundária. O cuidado com que os relés de proteção de barramento são escolhidos dependerá da importância do barramento para o sistema. Faltas no barramento, em muitas instâncias, põem em perigo a estabilidade, mais do que faltas de linha. Em alguns casos, a eliminação de uma falta no barramento irá dividir o sistema e, inerentemente, evitar a instabilidade. Em outros casos, a eliminação de uma falta no barramento, pode abrir um laço (como também ocorreria com a eliminação de uma falta de linha), de tal forma que a falta não apenas submeteria os geradores a um choque que possivelmente conduziria à instabilidade, mas a abertura de um laço iria, geralmente, aumentar a impedância de transferência, aumentando a tendência à instabilidade.

Os geradores constituem os equipamentos mais caros de um sistema de potência e estão sujeitos a mais tipos de defeitos que qualquer outro equipamento. O desejo de protegê-los contra essas possíveis condições anormais, ao mesmo tempo mantendo a proteção simples e confiável, pode resultar em consideráveis divergências de opinião. Isso porque uma operação intempestiva pode ser, às vezes, tão grave quanto uma falha ou demora de atuação da proteção. Em geral, a proteção do gerador é feita contra dois tipos de faltas: falha de isolamento, conduzindo a curto-circuitos entre espiras, e condições anormais de funcionamento como: perda de campo, carga desequilibrada do estator, sobre-velocidade, vibrações, sobrecarga, etc.

A quantidade de proteção proporcionada e a sensibilidade da proteção é uma

questão de economia e de consideração quanto à confiabilidade a ser conferida ao sistema. Um exagero de proteção irá exigir um investimento maior e maior manutenção e pode conduzir a um excesso de desligamentos indevidos, o que diminui a confiabilidade do sistema e a continuidade dos serviços.

2.3 PROTEÇÕES MAIS UTILIZADAS

Todos os tipos de relés, não importam se dos tipos eletromecânicos, estáticos ou digitais são derivados de duas grandezas: corrente e tensão. Assim, combinando-se convenientemente as parcelas destes, faz-se surgir todos os tipos de relés. Como referência, são citados, a seguir, os relés de utilização mais freqüente.

2.3.1 RELÉS DE CORRENTE

Estes relés têm uma faixa de ajuste que os torna adaptáveis a uma larga faixa de circunstâncias possíveis. Há normalmente dois ajustes: ajustes de corrente e ajustes de tempo. Embora esses ajustes sejam feitos independentemente, a interdependência destes é apresentada nas curvas tempo-corrente, fornecidas no catálogo dos fabricantes.

2.3.2 RELÉS DE TENSÃO

São aqueles que reagem em função da tensão do circuito elétrico que eles guardam tendo, portanto, um funcionamento muito semelhante aos relés de corrente, exceto pelo fato de que são, mais usualmente, não-temporizados.

2.3.3 RELÉS DE DISTÂNCIA

Este é um tipo de proteção que relaciona a corrente no local de instalação do relé, ou seja, no início da linha, com a tensão também no início da linha na fase correspondente. Desta relação entre tensão e corrente resulta a impedância, donde origina o nome deste relé.

Em linhas de transmissão a impedância da linha é proporcional ao comprimento da mesma. Assim, convencionou-se chamar relé de distância àquele que compara as grandezas tensão e corrente no ponto de aplicação da falta.

2.4 FONTES DE ERROS A SEREM MINIMIZADOS PELO SISTEMA DE PROTEÇÃO

Na prática da aplicação de relés alguns erros de medida podem provocar imperfeita correspondência entre o que o relé realmente enxerga e o que acontece de fato no sistema. As fontes de erros de medida podem ser atribuídas a:

- a) Insuficiência ou mesmo inexistência de transposição dos condutores da linha;
- b) Variação da impedância ao longo das linhas em paralelo, especialmente refletida nas componentes de seqüência zero;
- c) Erros dos transformadores de medida de corrente e tensão, em consequência da saturação de seus núcleos sob as fortes intensidades das correntes de falta;
- d) Erros consequentes das variações de temperatura ambiente, condições de resfriamento dos condutores;
- e) Influência do acoplamento eletromagnético entre linhas de transmissão em paralelo.

Assim, os modernos relés digitais precisam ter compensações intrínsecas que permitam, levando-se em conta esses erros inevitáveis para, através das equações matemáticas, proverem uma medição confiável e uma melhor adaptação das curvas de operação dos relés às características do sistema elétrico.

3 CARACTERÍSTICAS DE OPERAÇÃO DO SISTEMA DE PROTEÇÃO ANALISADO

3.1 PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA DA LINHA EM CIRCUITO DUPLO

Devido a variações nos sistemas de potência, tais como saídas de geração e linha e variações em carga e geração, o desempenho de um relé de distância pode variar.

Nesta dissertação a proteção de distância de uma linha em circuito duplo sob condições de falta é simulada. Para obter a operação correta do relé será necessário usar as quantidades medidas não só do circuito a ser protegido, mas também a corrente de seqüência zero do circuito paralelo.

Como a corrente de seqüência zero do circuito paralelo não pode ser diretamente medida, um fator de correção é introduzido, contendo toda a informação necessária sobre o estado do sistema de potência, tanto da linha sob falta como da linha saudável. O fator de correção introduzido é ajustado de forma adaptativa de acordo com o estado atual do sistema de potência. Deste modo, o ajuste apropriado da proteção é provido, em relação ao estado atual do sistema de potência.

Um efeito paralelo do ajuste adaptativo do relé é que a margem de segurança no ajuste do relé é reduzida, devido à incerteza no estado do sistema. Pela adaptação do relé ao estado atual do sistema de potência, máxima seletividade é alcançada e o sistema de proteção como tal ficará mais confiável.

3.2 ANÁLISE TEÓRICA DO AJUSTE ADAPTATIVO DO RELÉ DE DISTÂNCIA EM CIRCUITO DUPLO

Para a análise teórica de um sistema de transmissão em circuito duplo com duas fontes, uma em cada extremidade, as redes em ambos os extremos da linha são modeladas por equivalentes de Thévenin, ou seja, uma fonte de tensão com sua impedância de curto em série. É considerado um relé protegendo a fase “a” do circuito em falta. A linha é

considerada perfeitamente transposta, e um curto fase-terra na fase a ser protegida ocorre a uma distância $n.L$, a partir do ponto de localização da proteção.

Onde:

n – distância relativa do ponto de localização do relé até o ponto de falta, expressa em relação ao comprimento total da linha.

L – comprimento total da linha.

Uma linha a circuito duplo, transposta pode ser descrita por sua matriz de impedância:

$$(Z_{abc}) = \begin{pmatrix} Z_S & Z_P & Z_P & Z_m & Z_m & Z_m \\ Z_P & Z_S & Z_P & Z_m & Z_m & Z_m \\ Z_P & Z_P & Z_S & Z_m & Z_m & Z_m \\ Z_m & Z_m & Z_m & Z_S & Z_P & Z_P \\ Z_m & Z_m & Z_m & Z_P & Z_S & Z_P \\ Z_m & Z_m & Z_m & Z_P & Z_P & Z_S \end{pmatrix} \quad (3.1)$$

Definindo-se:

(Z_{abc}) : matriz de impedâncias da linha em componentes das fases “abc”.

Z_S : impedância própria da linha por unidade de comprimento.

Z_P : impedância mútua entre duas fases de um mesmo circuito trifásico por unidade de comprimento.

Z_m : impedância mútua entre duas fases de diferentes circuitos trifásicos por unidade de comprimento.

A matriz de impedâncias em componentes simétricos desta linha será:

$$(Z_{012}) = \begin{vmatrix} Z_0 & 0 & 0 & Z_{m0} & 0 & 0 \\ 0 & Z_1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & Z_1 & 0 & 0 & 0 \\ Z_{m0} & 0 & 0 & Z_0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & Z_1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & Z_1 \end{vmatrix} \quad (3.2)$$

Onde:

(Z_{012}) : matriz de impedâncias em componentes simétricas por unidade de comprimento.

Z_0, Z_1 : impedâncias de seqüência positiva e zero de cada circuito por unidade de comprimento da linha.

Z_{m0} : impedância de acoplamento mútuo de seqüência zero dos circuitos de cada uma das duas linhas por unidade de comprimento.

Observar que para linhas transpostas, as impedâncias de seqüência positiva e negativa são idênticas. Observamos também:

$$Z_1 = Z_{1G} = Z_{1H} = Z_{SG} - Z_{PG} = Z_{SH} - Z_{PH} = Z_S - Z_P \quad (3.2.a)$$

$$Z_0 = Z_{0G} = Z_{0H} = Z_{SG} + 2Z_{PG} = Z_{SH} + 2Z_{PH} = Z_S + 2Z_P \quad (3.2.b)$$

Definindo, ainda, para a impedância mútua entre circuitos:

$$3Z_m = Z_{m0} \quad (3.2.c)$$

Resolvendo para Z_S e Z_P , vem:

$$3Z_P = Z_0 - Z_1 \rightarrow Z_P = (Z_0 - Z_1)/3 \quad (3.2.d)$$

$$3Z_S = Z_0 + 2Z_1 \rightarrow Z_S = (Z_0 + 2Z_1)/3 \quad (3.2.e)$$

Quando um curto monofásico ocorre em algum ponto da linha protegida, a tensão da linha sob falta, no ponto de localização da proteção, será dada por:

$$\begin{aligned} V_{Ga} &= Z_S I_{Ga} + Z_P (I_{Gb} + I_{Gc}) + Z_m (I_{Ha} + I_{Hb} + I_{Hc}) \\ V_{Ga} &= (Z_S - Z_P) I_{Ga} + Z_P (I_{Ga} + I_{Gb} + I_{Gc}) + Z_m (I_{Ha} + I_{Hb} + I_{Hc}) \\ V_{Ga} &= Z_1 I_{Ga} + [(Z_0 - Z_1)/3] \cdot 3I_{G0} + Z_m \cdot 3I_{H0} \\ V_{Ga} &= Z_1 I_{Ga} + (Z_0 - Z_1) \cdot I_{G0} + Z_{m0} \cdot I_{H0} \end{aligned} \quad (3.2.f)$$

Redefinindo as impedâncias de ohms para ohms/km e levando em conta a falta em um ponto intermediário, a uma distância nL , fração do comprimento L total da linha, vem:

$$V_R = V_{Ga} = nL(Z_1 I_{Ga} + (Z_0 - Z_1) \cdot I_{G0} + Z_{m0} \cdot I_{H0}) \quad (3.3)$$

Onde:

$V_R = V_{Ga}$ – tensão medida pelo relé.

V_{Ga} – tensão da fase sob falta (neste caso, a fase a do circuito g) vista pela proteção.

I_{Ga} – corrente de linha no ponto de falta.

I_{G0} – corrente de seqüência zero do circuito em falta.

I_{H0} – corrente de seqüência zero do circuito saudável.

A equação (3.3) pode ser reescrita como:

$$V_R = V_{Ga} = nLZ_1 \{ I_{Ga} + I_{G0} (Z_0 - Z_1) / Z_1 + I_{H0} \cdot (Z_{m0} / Z_1) \} \quad (3.4)$$

A distância ao ponto de falta pode ser determinada medindo uma impedância que é proporcional à distância de falta:

$$Z_R = V_R / I_R = n L Z_1 \quad (3.5)$$

Portanto, para operação correta do relé, isto é, determinação correta da distância relativa até o ponto de falta, a corrente a ser informada ao sistema de proteção deve ser:

$$I_R = \{ I_{Ga} \} + \{ [(Z_0 - Z_1) / Z_1] \cdot I_{G0} \} + \{ (Z_{m0} / Z_1) \cdot I_{H0} \} \quad (3.6)$$

Na prática esta corrente, a ser aplicada ao sistema de proteção, exige o valor da corrente de seqüência zero do circuito paralelo. Infelizmente, a medição desta corrente exige um link de comunicação de alta velocidade entre os equipamentos de medição de ambos os circuitos ou exige unidades extras de medição no relé. Além disto, se o circuito paralelo estiver fora de operação (aberto), as correntes não podem ser medidas, desde que os dispositivos de medição são colocados entre o barramento e o disjuntor. Portanto, não é possível levar em conta a corrente de seqüência zero do circuito paralelo diretamente. Isto tem como conseqüência que um erro na impedância calculada é introduzido.

Na nossa simulação, em ambiente MATLAB, tanto as correntes do circuito sob falta como as do circuito saudável são medidas, o que nos permitirá fazer uma análise mais criteriosa sobre o efeito do acoplamento mútuo existente entre linhas de transmissão em circuito duplo.

Atualmente a corrente dos relés de proteção de terra são dadas por:

$$I_R = \{ I_{Ga} \} + \{ [(Z_0 - Z_1) / Z_1] \cdot I_{G0} \} + \{ (Z_{m0} / Z_1) \cdot I_{H0} \}$$

$$I_{Rnow} = I_{Ga} + [(Z_0 - Z_1) / Z_1] \cdot I_{G0} \quad (3.7)$$

Dividindo (3.6) por (3.7), vem:

$$I_R = I_{Rnow} (I_{Ga} + [(Z_0 - Z_1) / Z_1] \cdot I_{G0} + (Z_{m0} / Z_1) \cdot I_{H0}) / I_{Rnow} = \alpha \cdot I_{Rnow}$$

Onde:

$$\alpha = (I_{Ga} + I_{G0}(Z_0 - Z_1)/Z_1 + I_{H0}Z_{m0}/Z_1)/(I_{Ga} + I_{G0}(Z_0 - Z_1)/Z_0)$$

e:

$$\alpha = 1 + \frac{\frac{Z_{m0}}{Z_1} \frac{I_{H0}}{I_{G0}}}{\frac{I_{Ga}}{I_{G0}} \frac{Z_0 - Z_1}{Z_0}} \quad (3.8)$$

Portanto, a impedância medida pelo relé e incluindo a compensação de seqüência zero como dada por (3.7) será dada por:

$$Z_R = V_R / I_{R_{now}} = (V_R / I_R) \cdot (I_R / I_{R_{now}}) = n \cdot L \cdot Z_1 \cdot \alpha$$

Portanto:

$$Z_R = \alpha \cdot n \cdot L \cdot Z_1 \quad (3.9)$$

O grande problema é que esta impedância não é proporcional à distância de falta, desde que α não é constante. Quando o fator α pode ser determinado, a distância correta até o ponto de falta pode ser calculada e o relé deverá operar corretamente.

3.3 MODOS DE OPERAÇÃO DA LINHA PARALELA

Quando analisamos o modelo de linha de transmissão em circuito duplo, é possível considerar a influência do circuito paralelo matematicamente. A influência real depende do modo de operação do circuito paralelo (ver Figura 3.1) e pode ser determinada a partir da rede de seqüência zero.

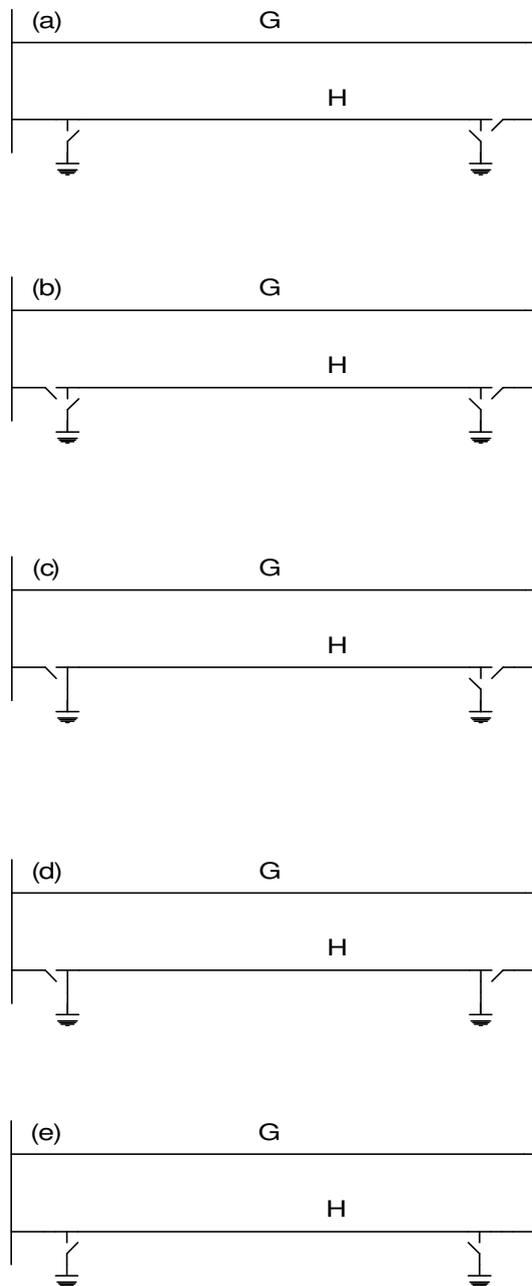


Figura 3.1 – Diferentes modos de operação de uma linha em circuito duplo.

A corrente de seqüência zero do circuito H (circuito saudável) pode ser calculada a partir das correntes medidas no circuito G (circuito sob falta), se a constante α pode ser

determinada, nos seguintes casos:

- Quando o circuito H é desligado em um dos terminais, como indicado pela configuração 3.1(a) ou quando ele é desligado em ambos os terminais e não aterrado em ambos ou, pelo menos, em um deles (3.1b, 3.1c), então, $I_{H0} = 0$.
- Quando o circuito H está ligado às mesmas barras que o circuito G, como indicado pela configuração 3.1(e), então I_{H0} pode ser calculado a partir de (ver Figura 3.2):

$$\frac{I_{H0}}{I_{G0}} = \frac{n \cdot Z_{SB0} - (1-n) \cdot Z_{SA0}}{(2-n) \cdot Z_{SB0} + (1-n) \cdot (Z_{SA0} + Z_0 + Z_{m0})} \quad (3.10)$$

- Quando o circuito H está desligado em ambos os terminais e aterrado em ambos os terminais, configuração 3.1(d), então I_{H0} pode ser calculado a partir de (Figura 3.3):

$$\frac{I_{H0}}{I_{G0}} = \frac{Z_{m0} \cdot \{(1-n) \cdot Z_{SA0} - Z_{SB0}\}}{Z_0 \cdot \{(1-n) \cdot Z_0 + Z_{SB0}\} - (1-n) \cdot Z_{m0}^2} \quad (3.11)$$

3.4 LIGAÇÃO ENTRE AS REDES DE SEQUÊNCIA PARA CURTO MONOFÁSICO

Das ligações citadas anteriormente são geradas as seguintes redes de seqüência zero:

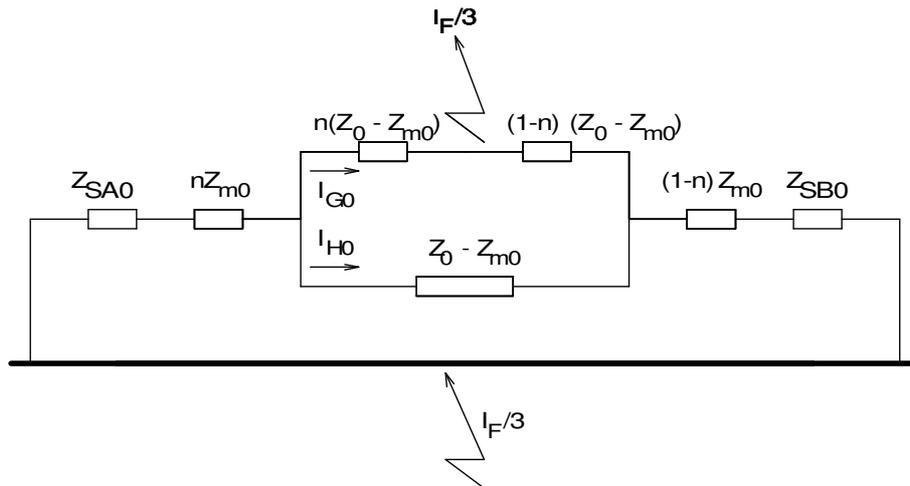


Figura 3.2 – Rede de seqüência zero do sistema de potência para linha em circuito duplo com ambos os circuitos em operação.

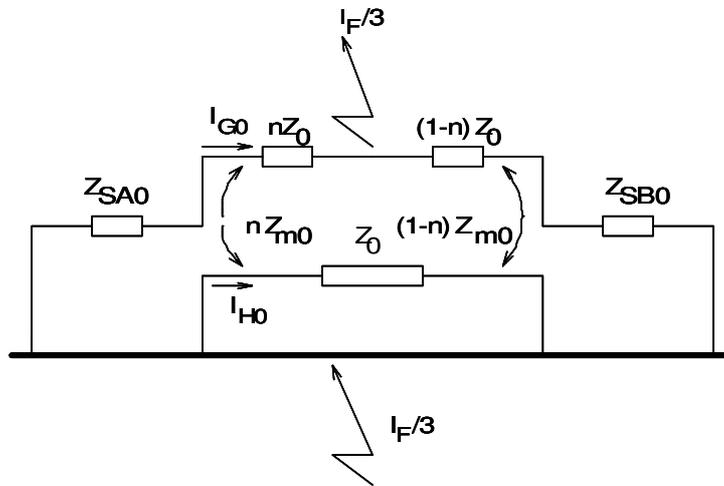


Figura 3.3 – Rede de seqüência zero do sistema de potência para linha em circuito duplo com um só circuito em operação.

As equações (3.10) e (3.11) mostram dois problemas:

- 1) O relé deseja determinar a distância relativa n de falta. Por outro lado, a distância de falta é necessária como uma variável de entrada.
- 2) Os valores das impedâncias de seqüência zero das fontes em ambos os extremos da linha são necessárias. Estas impedâncias são dependentes da topologia e do estado do sistema de potência.

Para resolver o primeiro problema, a função de transferência de um relé de distância é descrita de um modo diferente. A função de transferência de um relé de distância pode ser dada por:

$$\text{Trip} = (|Z_R| \leq |Z_{SET}|) \quad (3.12)$$

Onde:

Trip – sinal de “trip” produzido pelo relé (saída binária: true ou false);

Z_R – impedância medida pelo relé ($= V_R / I_R$), V_R e I_R medidos e calculados com as equações (3.4) e (3.7);

Z_{SET} – impedância que indica o limite da zona a ser protegida.

Em outras palavras, o relé não calcula a distância real de falta, mas somente determina se o curto está dentro ou fora da zona protegida:

$$Z_R \leq Z_{SET}, \quad \text{se } n \leq n_Z \quad (3.13)$$

$$Z_R > Z_{SET}, \quad \text{se } n > n_Z$$

Onde n_Z é o limite da zona protegida definido como um percentual do comprimento total da linha (normalmente $\pm 80\%$).

O segundo problema é que Z_{SA0} e Z_{SB0} não podem ser calculados de modo determinístico. Portanto, estas quantidades têm de ser determinadas através de simulações. Desde que não é possível calcular todos os estados possíveis do sistema de potência, um certo número de casos precisam ser simulados e um controlador interpolador não linear deve ser adicionado ao relé.

Z_{SET} é determinada, portanto, considerando a impedância normal de seqüência positiva da linha, o comprimento da zona n_Z da linha a ser protegida e o fator de correção para o comportamento dinâmico (configuração da linha paralela) do sistema de potência:

$$Z_{SET} = \alpha_Z \cdot n_Z \cdot L \cdot Z_1 \quad (3.14)$$

Onde:

α_Z – fator de correção para compensar o acoplamento mútuo do circuito paralelo quando $n = n_Z$;

L – comprimento total da linha;

n_Z , L e Z_1 – são quantidades conhecidas.

Portanto, se as impedâncias de seqüência zero das redes em ambos os extremos

podem ser calculadas, então α_z pode ser determinado. Com α_z , será possível fixar o alcance do relé de distância para a zona a ser protegida, de forma que um relé mais seletivo é especificado.

Na prática atual, Z_{SET} é determinado por estudos off-line, com cálculos dos estudos dos piores casos. A influência do estado do sistema de potência é compensada pelas margens de segurança nos ajustes dos relés. Quando relés microprocessados são aplicados é possível adaptar Z_{SET} ao estado atual do sistema de potência através do uso de α_z (cálculos adaptativos).

Quando todas as variáveis são determinadas com $n = n_z$, α_z e Z_{SET} também podem ser calculadas com as equações (3.15) e (3.7), respectivamente. Z_{m0} , Z_0 e Z_1 são parâmetros de linha conhecidos. I_{H0}/I_{G0} é calculada com a equação (3.10) ou com a equação (3.11), dependendo do modo de operação da linha a ser protegida. I_{Ga} e I_{G0} podem ser facilmente calculadas dentro da mesma simulação como feito no modo convencional para ajuste dos relés. Para calcular I_{H0}/I_{G0} , as impedâncias dos equivalentes de Thévenin tem de ser conhecidas. Estes parâmetros são calculados pela simulação dos diferentes estados do sistema de potência. Diferentemente das simulações de ajuste dos relés convencionais, estas simulações contem somente situações de pior caso. Como um controlador, que pode determinar o ajuste apropriado devido ao estado real do sistema de potência, que é adicionado ao relé, situações que podem ocorrer normalmente também devem ser simuladas.

3.5 EFEITOS PROVOCADOS PELA OPERAÇÃO DA LINHA PARALELA

O que se sabe é que o desempenho da proteção de distância de linhas paralelas é afetado negativamente pelo efeito de acoplamento mútuo entre elas. O efeito de acoplamento mútuo de uma linha paralela causa erros na medição de distância de um relé de distância convencional, o que leva a uma sobre-estimativa ou uma sub-estimativa da distância de falta, dependendo da condição do sistema, da localização da falta, da configuração de barramento e do status de operação dos circuitos da linha.

CARACTERÍSTICAS DE OPERAÇÃO DO SISTEMA DE PROTEÇÃO ANALISADO

Contudo, será analisado o desempenho de atuação do relé de distância, a partir dos sinais de corrente e tensão, tanto da linha sob falta quanto da linha saudável, permitindo uma melhor percepção das impedâncias vistas pelos relés de cada fase e permitindo a aplicação das técnicas de proteção em algoritmo desenvolvido para análise da proteção de distância em linha de circuito duplo.

4 MODELAGEM DO SISTEMA DE PROTEÇÃO

4.1 CONFIGURAÇÃO DO SISTEMA DE TRANSMISSÃO EM AMBIENTE MATLAB

O sistema de potência com linhas de transmissão em circuito duplo a ser analisado nesta dissertação foi realizado em ambiente Matlab, conforme representação da Figura 4.1. Esta mostra o sistema de transmissão utilizado para a geração dos sinais de tensão e corrente no ponto de localização da proteção de distância (barramento A) aplicada ao trecho AB de 250 km. São indicadas as duas fontes de tensão, F_1 , de 13,8 kV, relação X/R = 15, 6000 MVA e F_2 , de 500 kV, relação X/R = 15, 4000 MVA.

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

O sistema de transmissão é representado por dois trechos de circuito duplo em 500 kV, onde somente no trecho entre as barras B e C há compensação por capacitores série.

Os parâmetros de seqüência positiva, zero e mútua de seqüência zero são indicados no Apêndice A, bem como a potência dos reatores utilizados na compensação em derivação dos dois trechos AB e BC do sistema de transmissão.

As compensações capacitivas série no trecho BC, aparecem localizadas ao lado do barramento B com grau de compensação de 56%.

As faltas a serem analisadas serão aplicadas somente no trecho AB, onde não há compensação por capacitores série, para se evitar as perturbações que estes podem gerar na detecção da falta, já que o foco é o estudo sobre o acoplamento mútuo existente entre linhas de transmissão paralelas em circuito duplo.

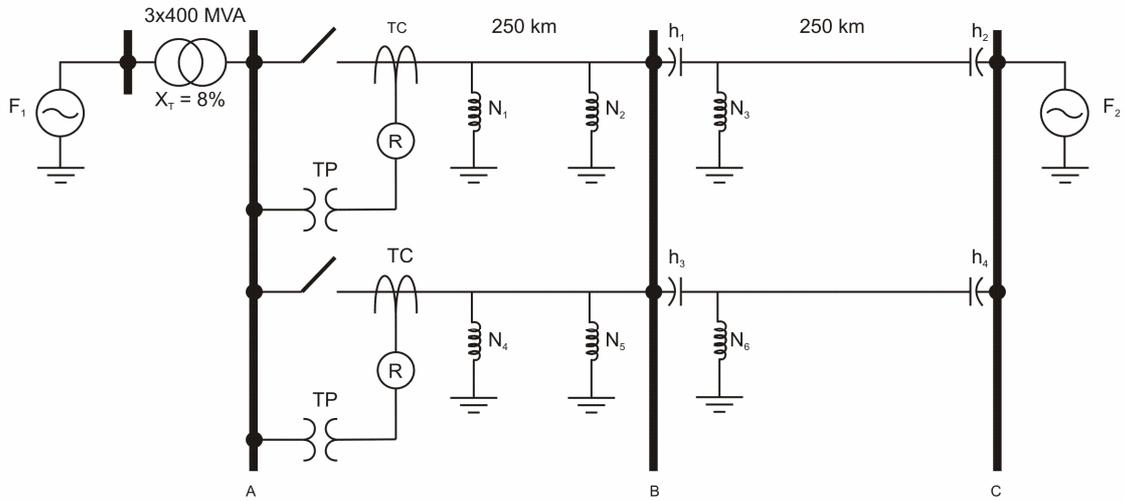


Figura 4.1 – Transformador 13,8/500 kV, 3 x 400 MVA e Sistema de Transmissão em Circuito Duplo, 500 kV, 500 km, interligando as fontes F_1 e F_2 .

4.2 MODELAGEM DOS TRANSFORMADORES DE CORRENTE

Para transdução analógica do sinal de corrente consideraram-se dois transformadores de corrente (TC) típicos, um TC para cada circuito independentemente. Para determinação da relação de transformação dos TCs, devem ser considerados os critérios da corrente nominal e da corrente máxima de curto-circuito.

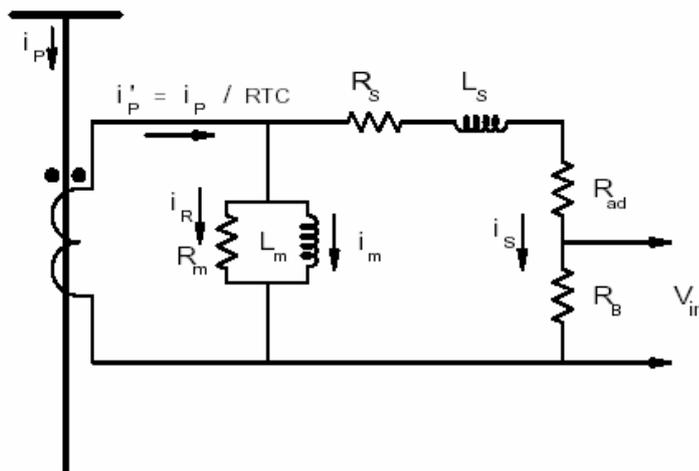


Figura 4.2 – Representação do transformador de corrente (TC)

Considerando que as correntes de curto são bem menores que o limite de 20 vezes a corrente nominal, o critério da corrente nominal prevalece, como indicado a seguir. Considerando os parâmetros do sistema elétrico indicado no Apêndice A e que a corrente nominal fica limitada pelos parâmetros dos 3 transformadores elevadores de 400MVA cada, 13,8/500kV, impedância 8%, a montante do sistema de proteção da linha AB indicado na Figura 4.1, temos então:

$$I_{nom} = \frac{N_{nom}}{\sqrt{3}V_{nom}} = \frac{3(400)}{\sqrt{3}(500)} = 1,40kA$$

A relação de transformação pelo critério da corrente nominal é definida, portanto, por: $RTC > \frac{I_p}{I_s} = 1400/5$. A relação imediatamente superior fixada pela Norma Brasileira P-EB-251, resulta em:

$$RTC = 1500/5$$

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

TCB10F10C200 , relação de transformação $RTC = 1500/5$

4.3 REPRESENTAÇÃO DO DIVISOR CAPACITIVO E TRANSFORMADOR DE POTENCIAL

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

canal de transdução de corrente.

Para fins de simulação, a impedância do reator do divisor capacitivo pode ser somada à impedância do enrolamento primário do transformador de potencial. A representação da impedância equivalente do enrolamento primário do transformador de potencial é indicada na Figura 4.3.

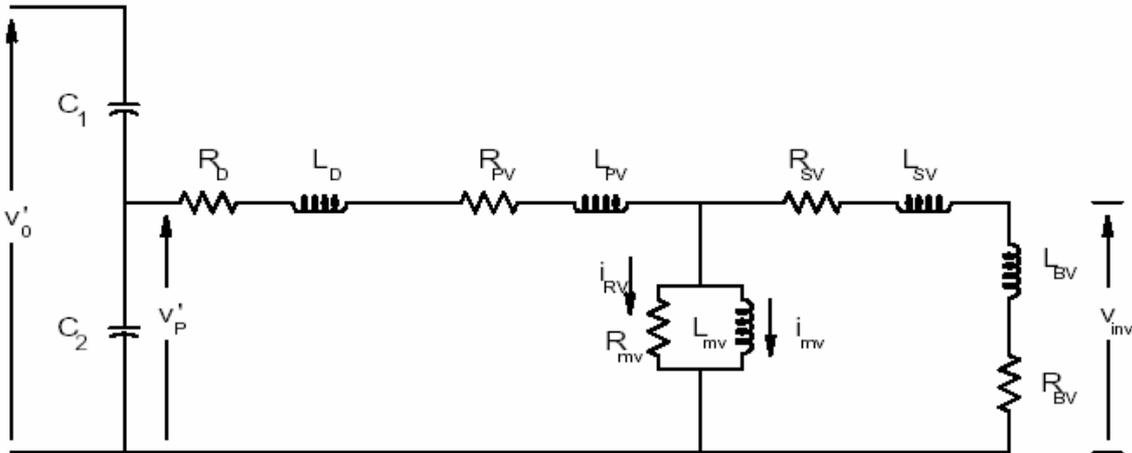


Figura 4.3 – Representação do Divisor Capacitivo e do Transformador de Potencial (DCP)

A relação de transformação RTP do transformador de potencial na aplicação realizada na presente dissertação é determinada a partir do conhecimento das capacitâncias C_1 e C_2 do divisor capacitivo. Para uma tensão primária do DCP igual a 500 kV, $C_1 = 5,21\text{nF}$ e $C_2 = 123,05\text{nF}$, obtemos então:

$$RTP = \frac{v_{p(nom)} \left(\frac{C_1}{C_1 + C_2} \right)}{v_{0p(nom)}} = 500000 \left(\frac{5,21}{128,26} \right) / 115 = 176,61$$

4.4 FILTRO BUTTERWORTH E FILTRAGEM ANTI-ALIASING

Antes do processamento digital que se inicia na saída de cada conversor digital, é necessário filtrar as altas frequências do espectro harmônico gerado pelos transitórios no sistema de transmissão e ainda nos próprios estágios analógicos dos canais de transdução dos sinais disponíveis. Assim, com o objetivo de reduzir as componentes harmônicas de alta frequência do sinal amostrado, evitando-se a sobreposição de espectros (efeito

aliasing), faz-se necessário a implementação de um filtro digital passa-baixa Butterworth.

Pelo Teorema de Nyquist, a quantidade de amostras por unidade de tempo de um sinal, chamada taxa ou frequência de amostragem, deve ser maior que o dobro da maior frequência contida no sinal a ser amostrado, para que possa este ser reproduzido integralmente sem erro de aliasing. A metade da frequência de amostragem é chamada frequência de Nyquist e corresponde ao limite máximo de frequência do sinal que pode ser reproduzido. Assim, como não é possível garantir que o sinal não contenha componentes de frequência acima deste limite, torna-se necessário filtrar o sinal com um filtro passa baixa com frequência de corte igual (ou menor) à frequência de Nyquist, conforme a expressão:

$$f_A = 1/T_A > 2f_{\max} .$$

Considerando que a frequência de corte limita o espectro de frequências contido após a passagem dos sinais pelo filtro analógico, teremos então: $f_c = f_A / 2$.

A frequência de corte f_c definida nesta dissertação foi fixada em $15 \times 60 = 900$ Hz. Portanto, na definição dos parâmetros do filtro de Butterworth de segunda ordem, fixamos $\omega_p = \omega_s$ e atenuação de 40 dB nesta frequência.

A estrutura do filtro de Butterworth de segunda ordem é indicada na Figura 4.4 a seguir.

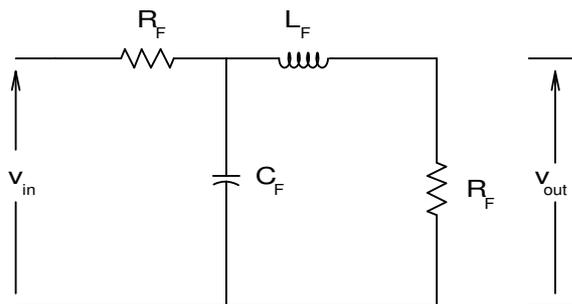


Figura 4.4 – Filtro analógico de segunda ordem.

A curva de resposta em frequência do filtro de Butterworth é tal que há uma atenuação de 3 dB em sua frequência natural de 90 Hz e de 40 db na frequência de corte 900 Hz associada ao décimo quinto harmônico. O atraso de fase e a atenuação do filtro a 60

Hz valem, respectivamente, 59,49° e 0,4569. Para a proteção de distância, o interesse recai unicamente sobre as componentes de 60 Hz dos sinais de tensão e corrente. O filtro anti-aliasing não tem a capacidade de filtrar componentes unidirecionais e de baixa frequência.

4.5 ALGORITMO DE PROTEÇÃO UTILIZADO (COSENO)

As grandezas das entradas aplicadas a um relé digital de proteção, durante uma falta ou outros distúrbios, apresentam componentes indesejáveis que precisam ser eliminadas.

Para proteção de linhas de transmissão, tem de se eliminar as componentes indesejáveis como as componentes CC (corrente contínua) unidirecional e de alta frequência. Assim se extrai as componentes fundamentais dos sinais de tensão e corrente e realiza-se o cálculo da impedância vista pelo sistema de proteção de distância.

Os sinais vistos pelos relés de proteção normalmente não são senoides puras. As frequências harmônicas contidas nos sinais de tensão e corrente observados pelos relés são variantes no tempo. É importante conhecer a natureza destes sinais de frequência não fundamental para o bom desempenho dos algoritmos de proteção.

O algoritmo Coseno tem sido utilizado por alguns fabricantes de relés de proteção. Este filtra até dez vezes mais o nível CC, tornando-se mais eficiente na redução da amplitude deste nível nos sinais de corrente.

O algoritmo Coseno é apresentado pelas equações abaixo:

$$V_X = \frac{2}{N} \sum_{j=1}^N W_{X,j} v_j, \quad \text{onde } W_{X,j} = \cos(2\pi j / N) \quad (4.1)$$

$$V_Y = \frac{2}{N} \sum_{j=1}^N W_{Y,j} v_{j-4}, \quad \text{onde } W_{Y,j} = \cos(2\pi(j-4) / N) \quad (4.2)$$

Nas equações (4.1) e (4.2), v_j representa a j -ésima amostra dentro da janela de observação, $j=1,2,\dots,N$ e $T = N.\Delta t$. Nos cálculos realizados na presente dissertação, fixamos $N = 16$.

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

$$V_1 = ((V_x)^2 + (V_y)^2)^{1/2} \quad (4.3)$$

$$\theta_1 = \varphi \tan(V_y / V_x) \quad (4.4)$$

A maior vantagem do filtro Coseno é o pequeno ganho observado nas frequências muito reduzidas, próximas à frequência zero (CC), tal como a da função exponencial existente nas faltas. Com o algoritmo Coseno é possível, portanto, uma relativa exclusão do efeito da componente unidirecional exponencial das correntes de falta.

5 SIMULAÇÕES PARA ANÁLISE DE DESEMPENHO DO SISTEMA DE PROTEÇÃO

5.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo são apresentados os resultados de visualização das trajetórias de falta no plano R – X associadas à operação dos relés de terra e de fase no seguimento a curtos, em sua maioria monofásicos, já que este tipo de falta é crítico para os relés de terra, mais afetados que são pelo fenômeno de acoplamento mútuo de seqüência zero entre os circuitos de uma linha de transmissão de circuito duplo.

Como mencionado no Capítulo 4, a extração da componente fundamental dos sinais foi realizada através do algoritmo coseno, utilizado em todos os casos descritos no presente trabalho.

Os curtos foram aplicados a 5%, 50% e 95% do barramento A, trecho entre as barras A e B do sistema de transmissão considerado na presente dissertação, conforme indicado na Figura 4.1.

Os modos de operação das linhas de transmissão que são analisados a frente, são:

- Com os dois circuitos paralelos em operação (Figura 3.1(e));
- Com um dos dois circuitos em paralelo aterrado em ambas as extremidades (Figura 3.1(d));

A maioria dos casos que apresentaremos considera carregamento nulo no sistema de transmissão ($P = 0MW$) e nos dois circuitos em consideração, condição de carga normalmente referenciada nas análises efetuadas pelos engenheiros de proteção. Esta condição visa minimizar o efeito da corrente de carga que continua a fluir nas outras fases durante a falta. É válido informar também que neste capítulo apresentaremos, em destaque, alguns curtos em que se considera uma pequena resistência de falta (da ordem de $2,0\Omega$), para análise comparativa com os curtos em que não há resistência de falta.

Logo no início, os casos são apresentados com as designações: sem correção e com correção. Estas se referem à utilização dos algoritmos definidos no Capítulo 3 pelas equações (3.7) e (3.6), respectivamente, para definição da impedância vista pelo relé de proteção de distância desconsiderando ou não o fator de correção. Por fator de correção

deve-se entender o termo da equação (3.6) que contém a informação da impedância mútua (Z_{m0}) entre as linhas em paralelo e a corrente de seqüência zero do circuito saudável (I_{H0}).

Ao final deste capítulo são apresentados diversos gráficos contendo as curvas de variação da tensão no barramento A onde está localizada a proteção e da tensão de saída do canal de tensão após o processamento do filtro analógico, a corrente da fase A da linha sob falta nesta fase, como visto do enrolamento primário referida ao primário, a corrente secundária dos TC's após processamento da filtragem analógica e a corrente de excitação, também referida ao secundário.

5.2 APRESENTAÇÃO E COMENTÁRIOS DA APLICAÇÃO DE CURTOS SOBRE CIRCUITOS NOS DOIS MODOS DE OPERAÇÃO DAS LINHAS A SEREM ANALISADAS

5.2.1 APLICAÇÃO DE CURTO MONOFÁSICO SOBRE O CIRCUITO COM AS DUAS LINHAS EM OPERAÇÃO

A Figura 5.1 apresenta as impedâncias vistas pelos relés de fase e de terra localizados no barramento A e olhando na direção AB, no caminho percorrido desde este barramento até a posição da falta (impedância do loop de falta), para a condição de curto monofásico na fase A. A condição pré-falta considera carregamento nulo neste caso e em todos os outros, a menos que explicitamente mencionado.

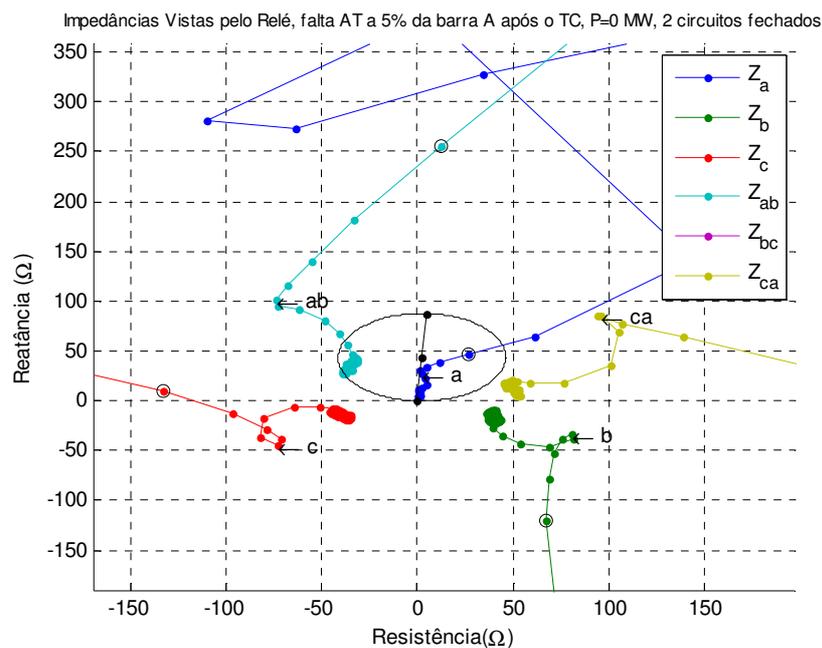


Figura 5.1 – Trajetórias das impedâncias de falta vistas pelos relés de terra e de fase para curto monofásico a 5% do barramento A após o TC.

Podemos visualizar a passagem da condição pré-falta das impedâncias vistas por todos os relés associados à proteção de distância, os 3 relés de fase e os 3 relés de terra, com a indicação da entrada da trajetória vista pelo relé de terra AT da fase A. Observa-se, ainda, uma tendência de operação do relé de fase AB, quando considerando a curva do relé MHO de alcance 100%.

As Figuras 5.2 e 5.3 apresentam a trajetória completa da impedância vista pelo relé de fase A, na transição desde a condição pré-falta até a condição final de curto monofásico, para o algoritmo que despreza o fator de correção do efeito mútuo de seqüência zero entre linhas e para o algoritmo que considera tal efeito. Observamos que, para a condição de carregamento nulo, a condição de carga associada à condição pré-falta do sistema corresponde a uma visualização de capacitor equivalente, ou seja, o sistema de potência contribui com potência reativa em direção ao barramento de localização da proteção.

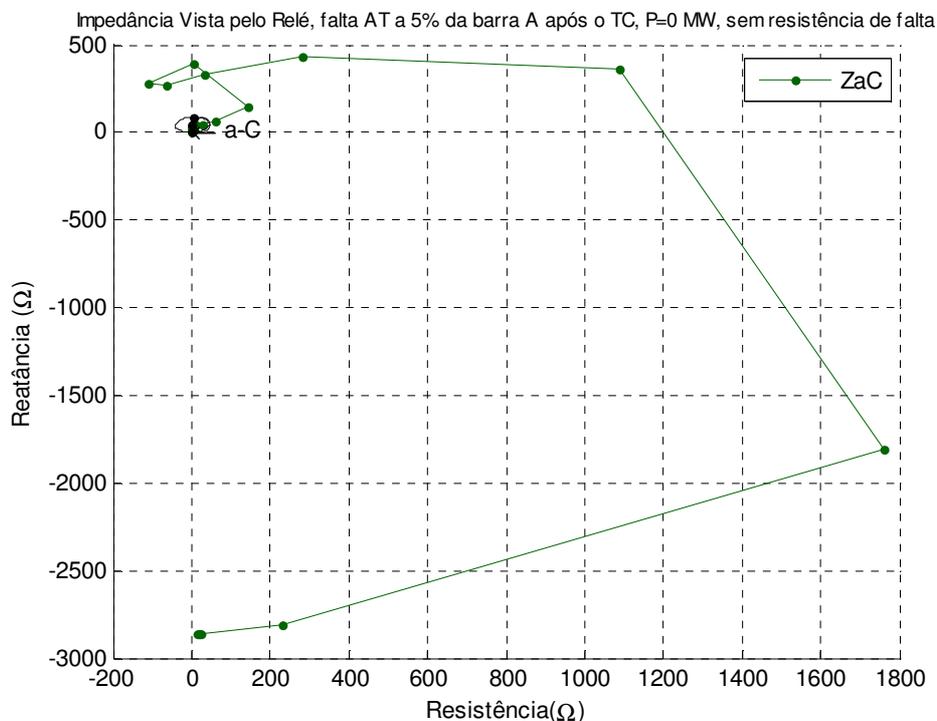


Figura 5.2 – Impedância vista pelo relé de fase A para curto monofásico, sem fator de correção.

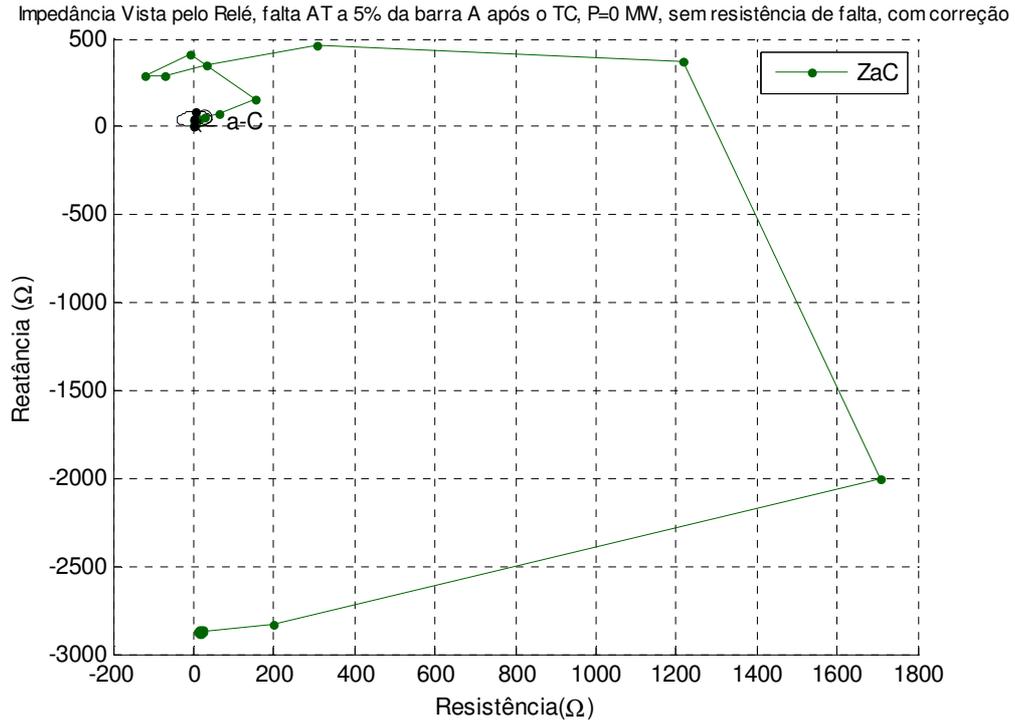


Figura 5.3 – Impedância vista pelo relé de fase A para curto monofásico, com fator de correção.

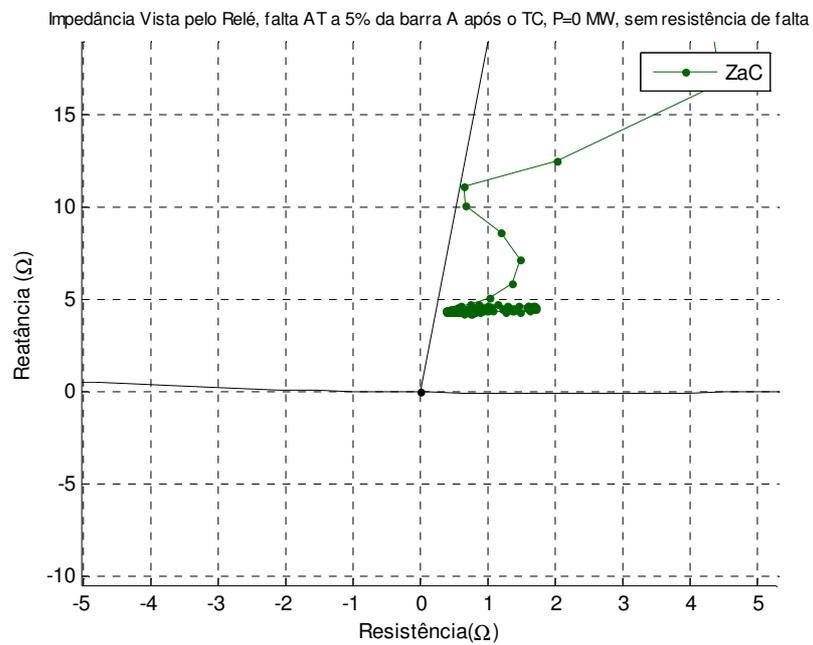


Figura 5.4 – Visualização detalhada da impedância vista pelo relé de fase A para curto monofásico, sem fator de correção.

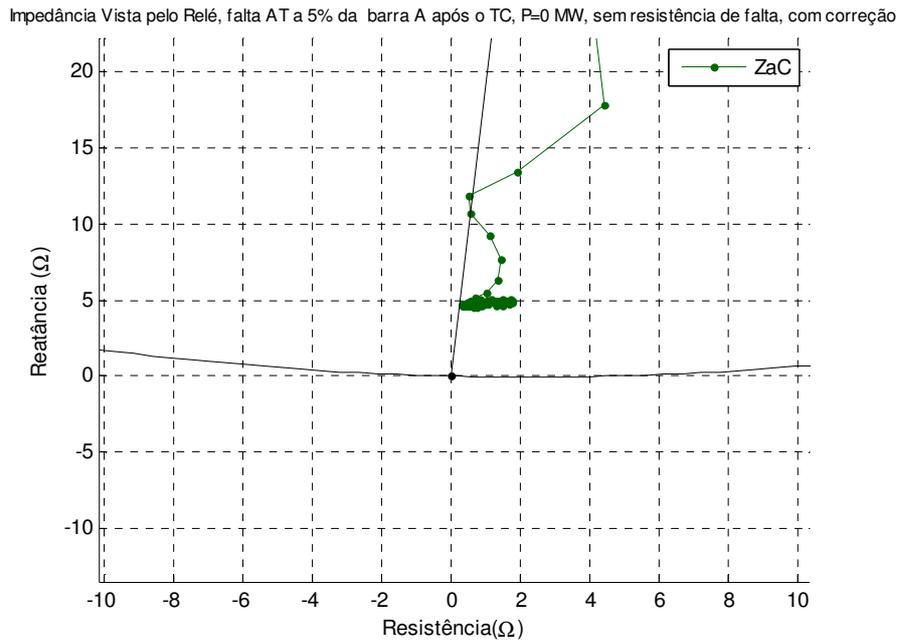


Figura 5.5 – Visualização detalhada da impedância vista pelo relé de fase A para curto monofásico, com fator de correção.

As Figuras 5.4 e 5.5 referem-se às Figuras 5.2 e 5.3, respectivamente, em escala mais detalhada, com a indicação de um círculo MHO da impedância da linha, para alcance de 100% (88 ohms). Da análise destas curvas, podemos perceber que, independente do caso, não há alteração significativa quanto à percepção do relé sobre a localização da falta, para um curto próximo ao início da linha. Verifica-se, apenas, uma tendência de visualização levemente maior da impedância quando a correção é incluída. 5% da impedância da linha significa 4,4 ohms de visualização.

As Figuras 5.6 e 5.7 apresentam a trajetória completa da impedância vista pelo relé de fase A, agora para um carregamento igual a 900MW. Para esta condição de carregamento pré-falta, a carga equivalente pode ser considerada menos capacitiva do que para a condição de carregamento nulo, já que se observa uma menor contribuição de potência reativa em direção ao barramento A de localização do sistema de proteção.

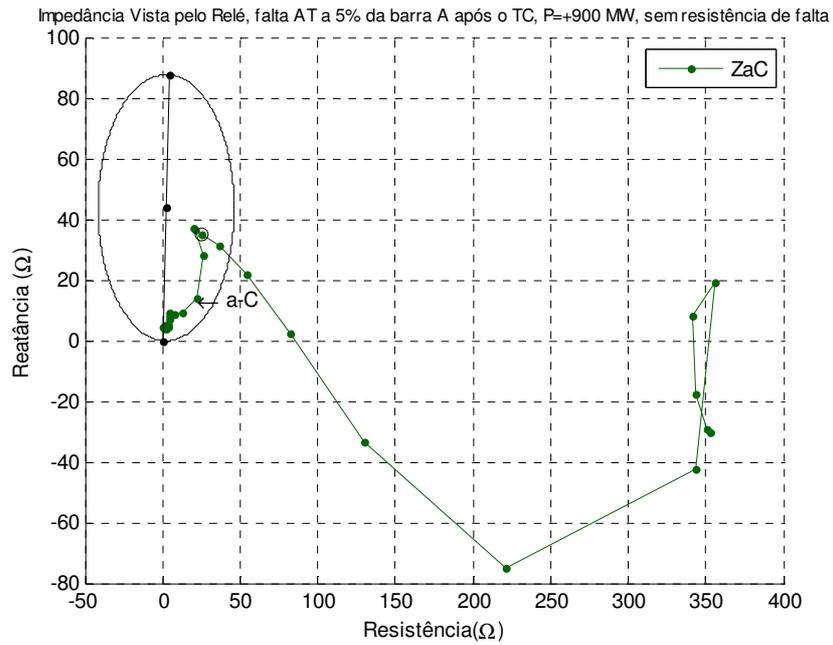


Figura 5.6 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica e com carregamento igual a 900MW, sem fator de correção.

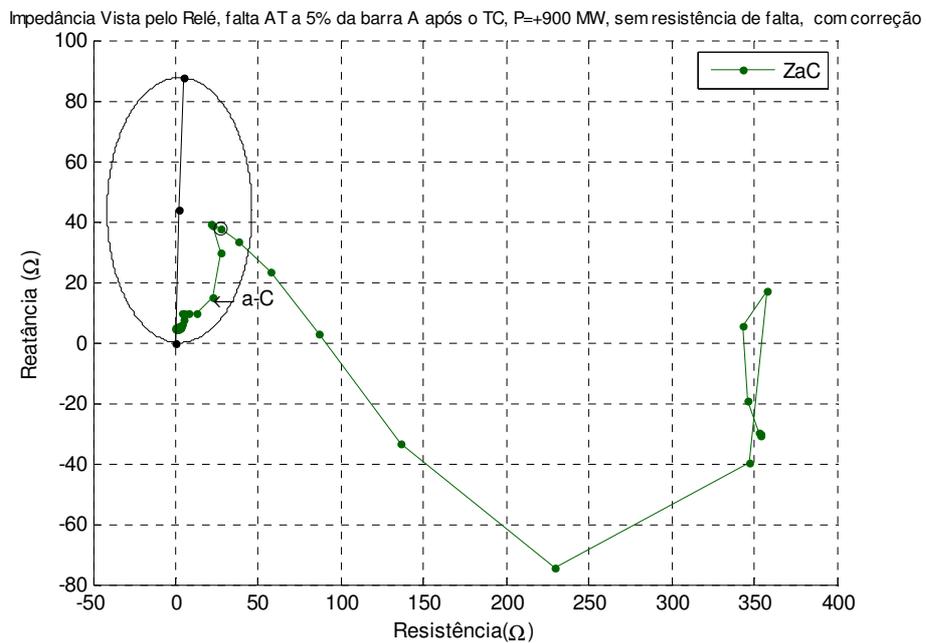


Figura 5.7 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica e com carregamento igual a 900MW, com fator de correção.

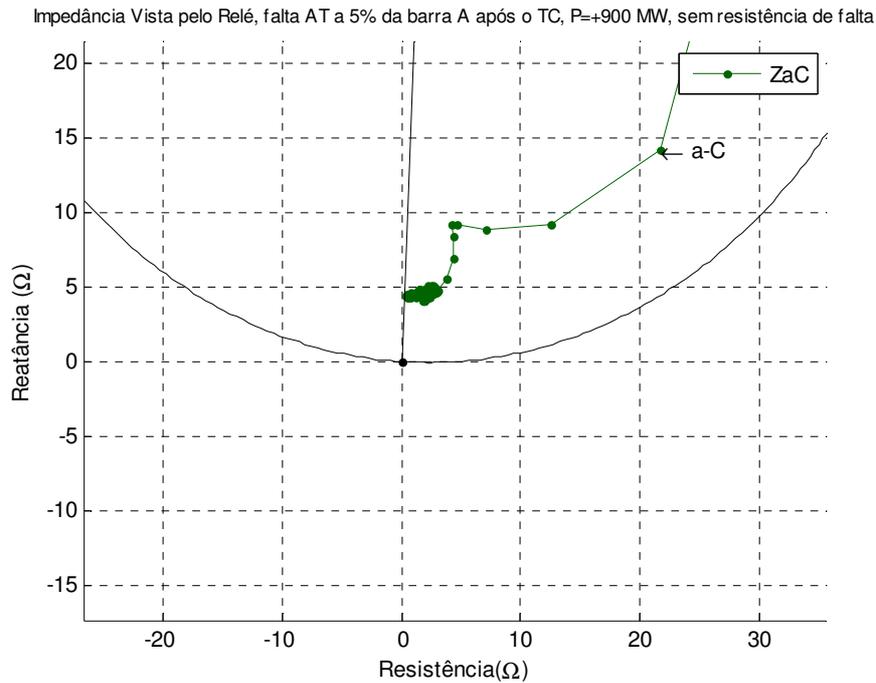


Figura 5.8 – Vista detalhada referente à Figura 5.6.

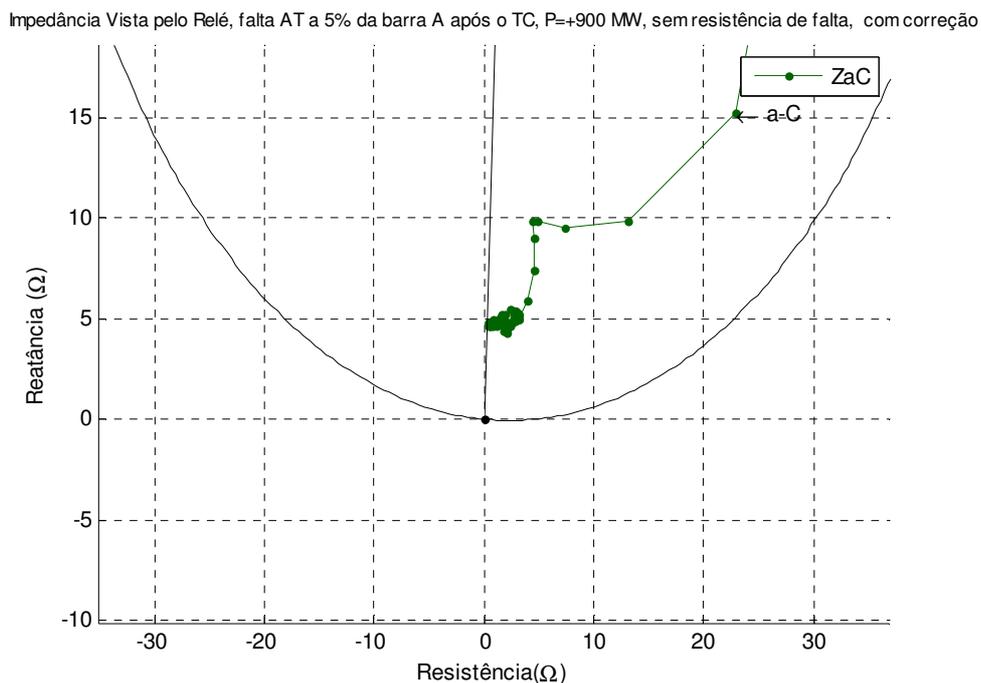


Figura 5.9 – Vista detalhada referente à Figura 5.7.

As Figuras 5.8 e 5.9 mostram que o carregamento na linha não altera, de forma significativa, a impedância vista pelo relé de terra A e a tendência do algoritmo com correção apresenta impedância levemente maior que o valor indicado sem a correção. Isto está relacionado ao fato que, no programa MATLAB, a representação da linha é feita de forma assimétrica, conforme indicado no apêndice A, com sua extensão

dividida, em três trechos iguais, para efetivação da transposição, dada pela seqüência ABC no primeiro trecho, CAB no segundo trecho e BCA no último. Assim, o defeito aplicado a 5% da extensão da linha, foi aplicado no trecho assimétrico abc. Nota-se, como indicado antes, uma tendência do algoritmo de correção para um valor um pouco acima do valor sem correção.

As Figuras 5.10 e 5.11 apresentam a trajetória completa da impedância vista pelo relé de fase A, para um carregamento igual a -900MW. Para esta condição de carregamento pré-falta, a carga equivalente pode agora ser considerada um pouco indutiva, havendo circulação de potência reativa na direção do barramento A para o barramento B.

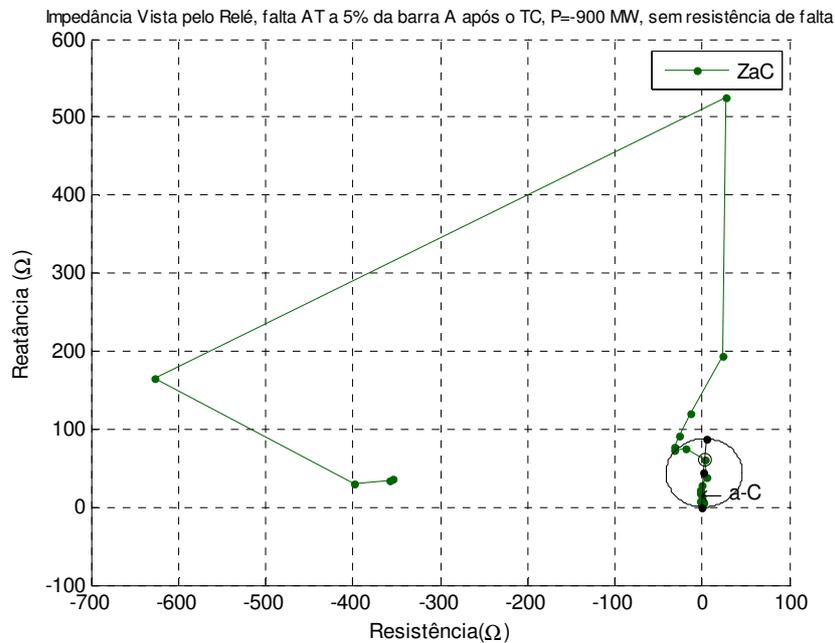


Figura 5.10 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica com carregamento igual a -900MW, sem fator de correção.

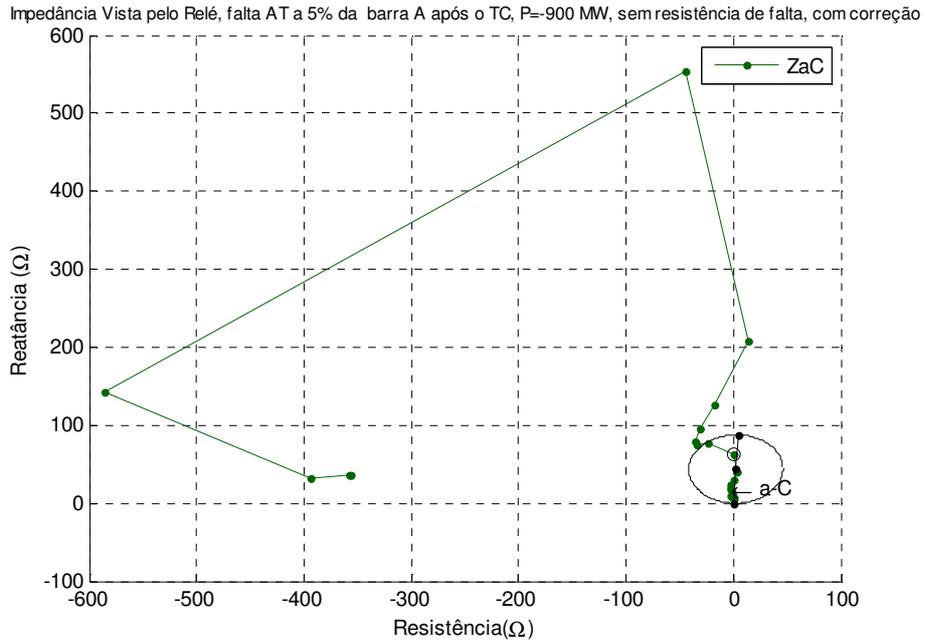


Figura 5.11 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica com carregamento igual a -900MW, com fator de correção.

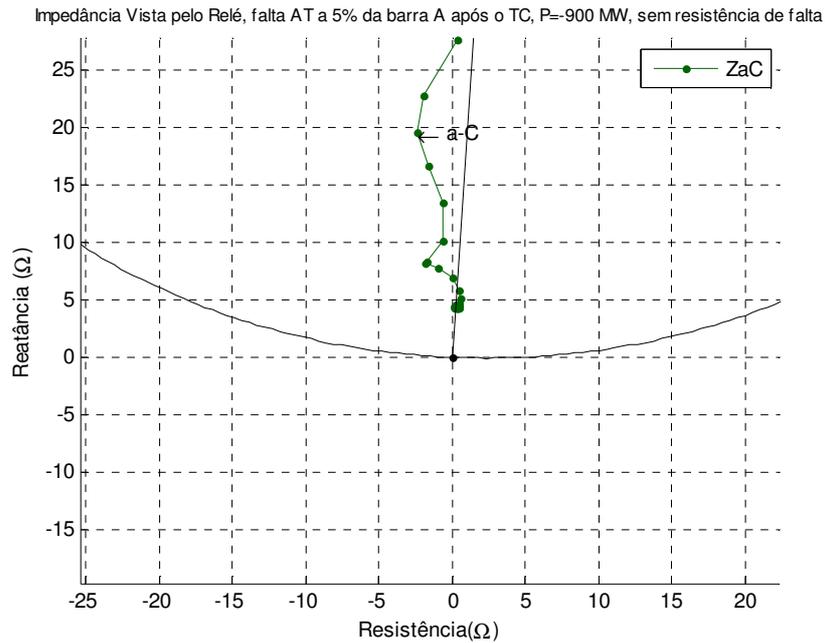


Figura 5.12 – Visualização detalhada da impedância vista pelo relé de fase A para curto monofásico, com fator de correção, para carregamento -900MW.

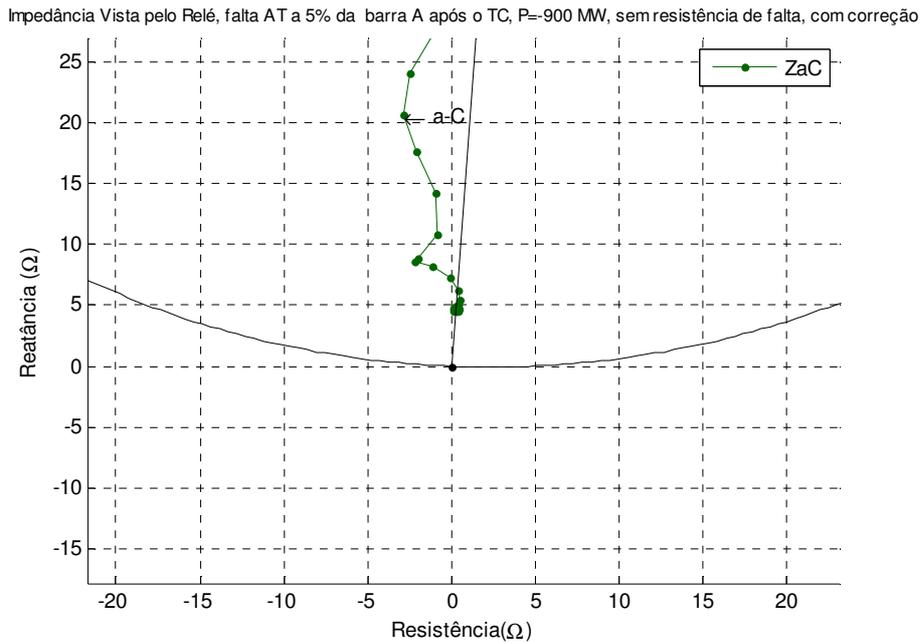


Figura 5.13 – Visualização detalhada da impedância vista pelo relé de fase A para curto monofásico, com fator de correção, para carregamento -900MW.

Os casos que se seguem são relativos a curto circuito no meio da linha AB. Na Figura 5.14 podemos visualizar as trajetórias de impedância do loop de falta até a condição final de curto monofásico, aplicado no meio da linha, no trecho entre os barramentos A e B, como vistas pelos relés de fase e de terra, olhando na direção AB. A inspeção desta Figura mostra a operação apenas da proteção do relé de terra A para o ponto representativo da falta. Os demais relés não apresentam tendência de operação.

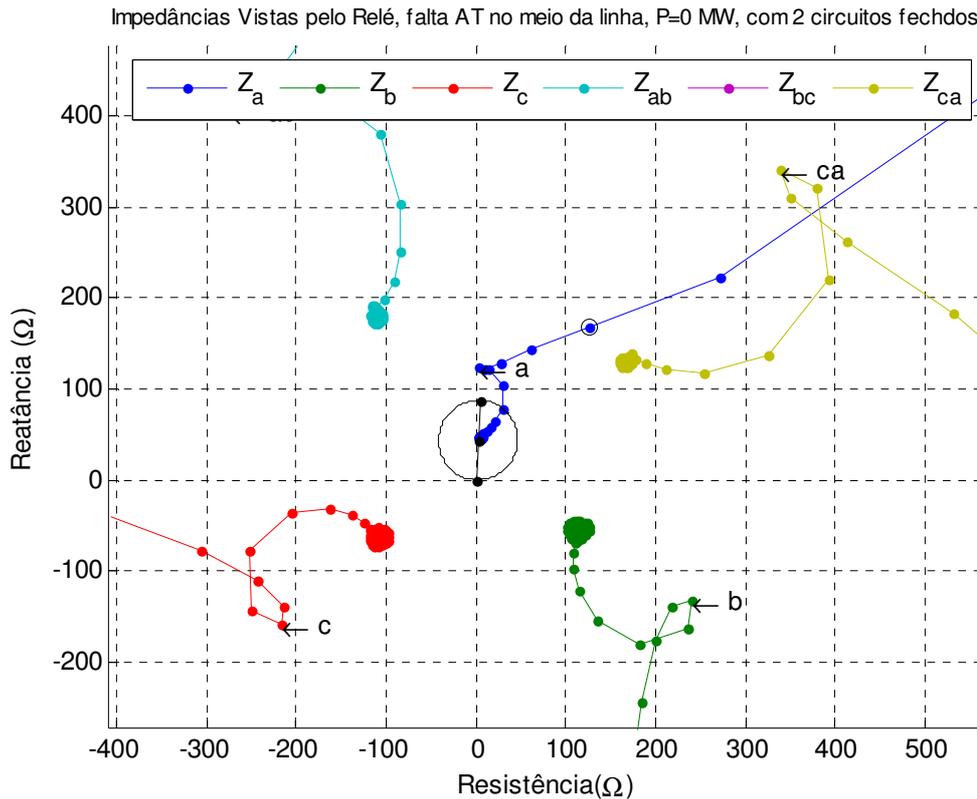


Figura 5.14 – Impedâncias vistas pelos relés de terra e de fase para curto monofásico no meio da linha do trecho entre os barramentos A e B.

As Figuras 5.15 e 5.16 apresentam a trajetória completa da impedância vista pelo relé de fase A, na transição desde a condição pré-falta até a condição final de curto monofásico no meio da linha, para o algoritmo sem fator de correção e com fator de correção, respectivamente.

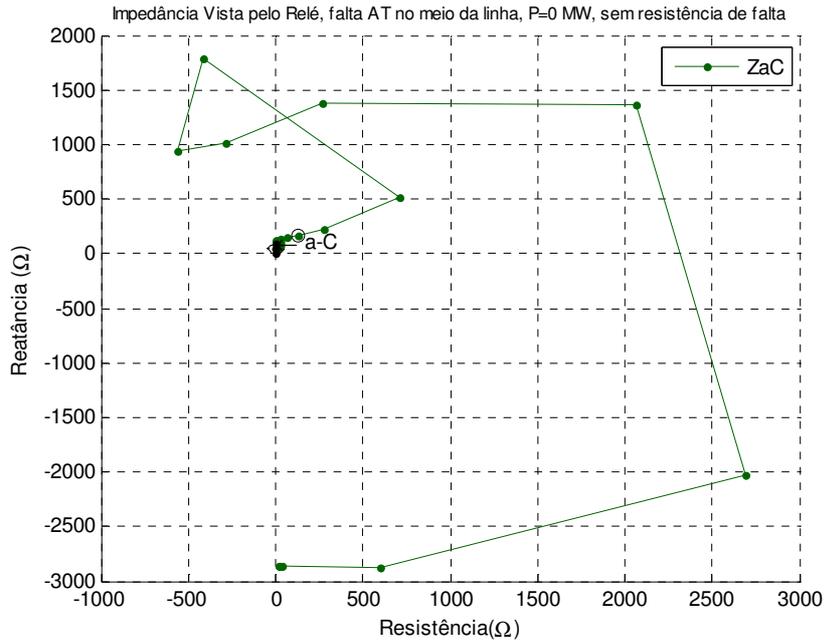


Figura 5.15 – Impedância vista pelo relé de fase A para curto monofásico, aplicado no meio da linha, sem fator de correção.

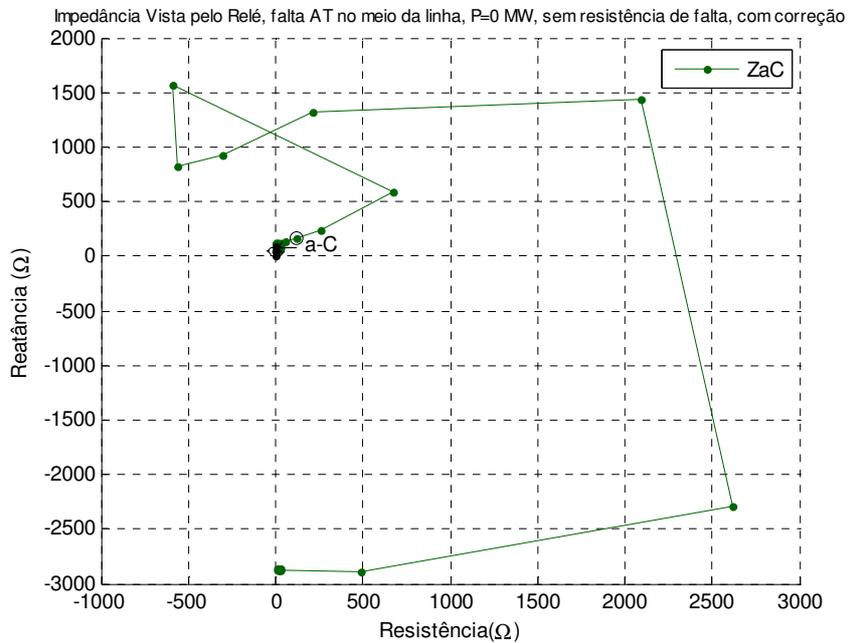


Figura 5.16 – Impedância vista pelo relé de fase A para curto monofásico, aplicado no meio da linha, com fator de correção.

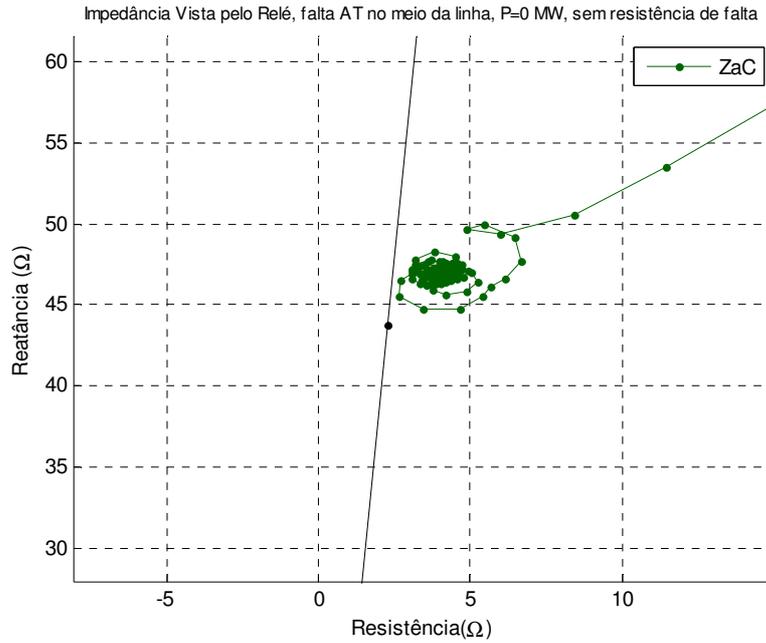


Figura 5.17 – Vista detalhada referente à Figura 5.15, sem fator de correção.

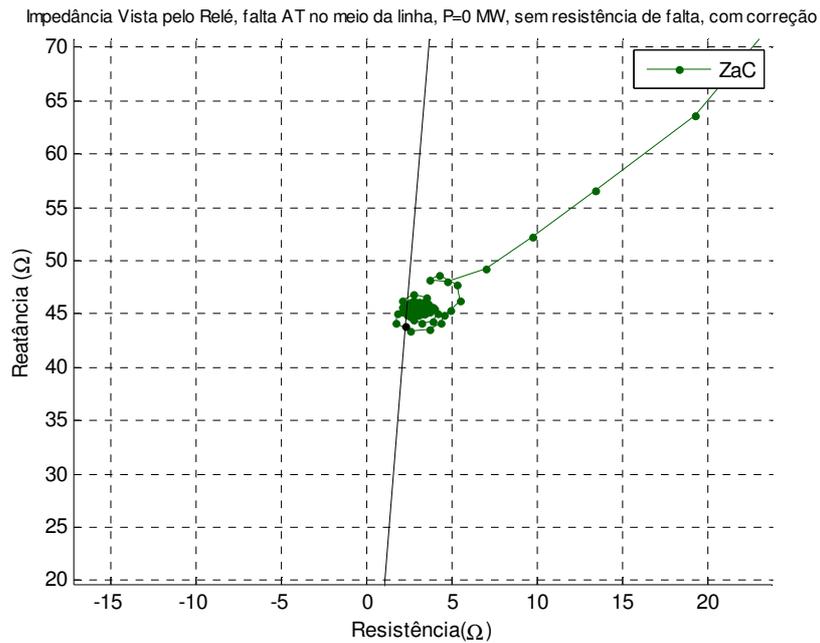


Figura 5.18 – Vista detalhada referente à Figura 5.16, com fator de correção.

Como pode ser visto nas Figuras 5.17 e 5.18, para a falta aplicada no meio da linha, na condição dos dois circuitos em operação, já é possível notar que o relé de terra A, na situação sem correção, enxerga com sobre-alcance de 7% em relação ao meio da linha, onde o curto realmente ocorreu. Com a aplicação do fator de correção, resulta em

localização melhor da falta, agora apenas um pouco acima do ponto que indica o meio da linha no círculo MHO de alcance 100%. Neste ponto, portanto, o esquema de transposição já apresenta melhores resultados e a localização com a correção do efeito mútuo de seqüência zero entre linhas já mostra seu benefício.

As Figuras 5.19 a 5.22 procuram mostrar o efeito relativo à operação com carregamento de + 900MW.

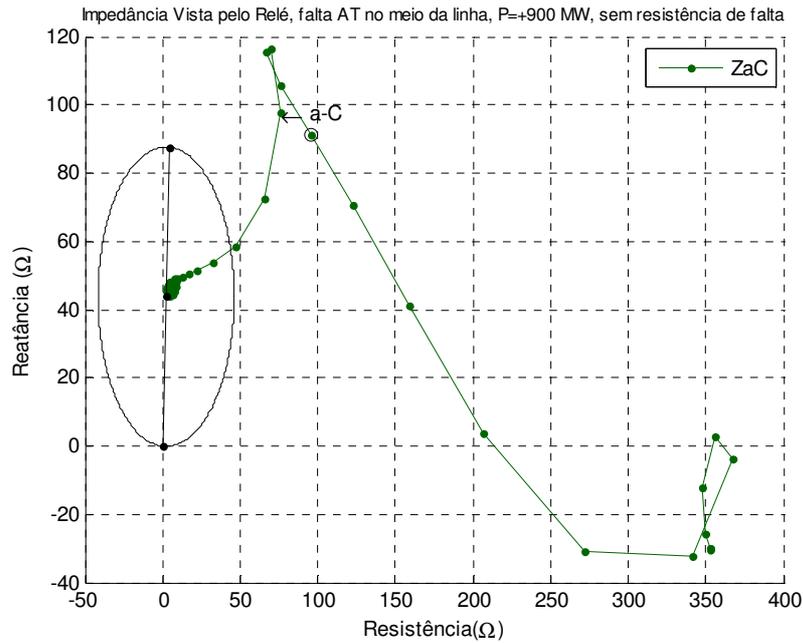


Figura 5.19 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica com carregamento igual a 900MW, sem fator de correção.

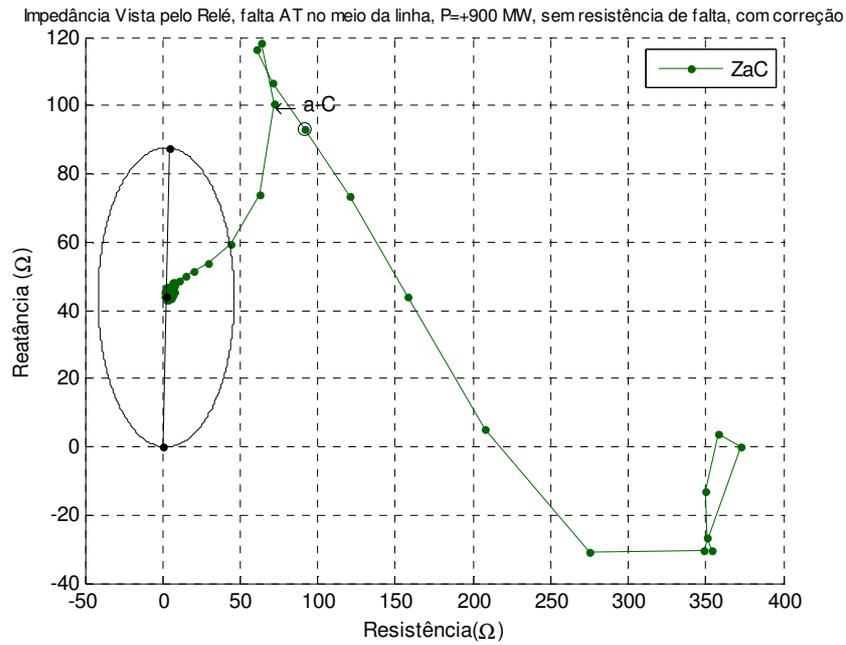


Figura 5.20 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica com carregamento igual a 900MW, com fator de correção.

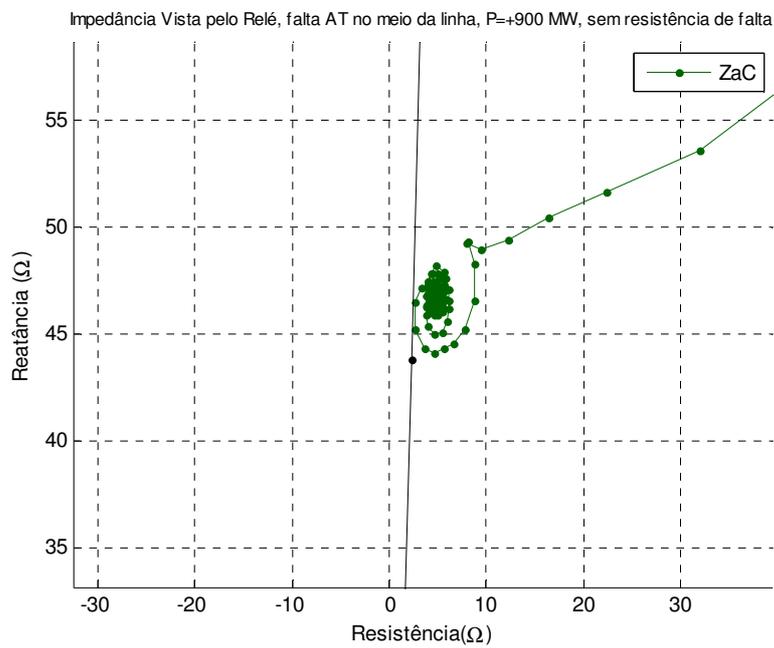


Figura 5.21 – Vista detalhada referente à Figura 5.19, sem fator de correção.

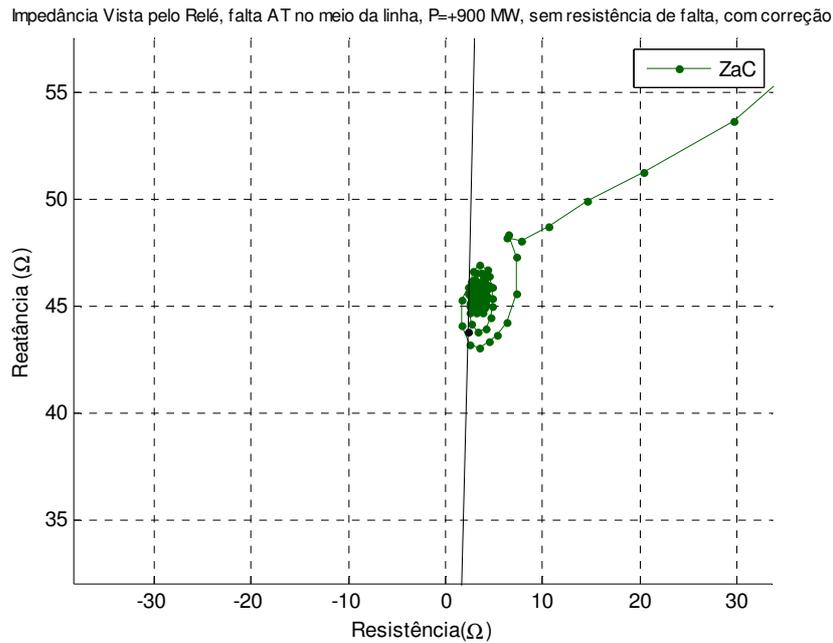


Figura 5. 22 – Vista detalhada referente à Figura 5.20, com fator de correção.

Quanto ao sobre-alcance na localização da falta, concluímos que o carregamento da linha igual a 900MW não interfere na percepção incorreta do relé, Figura 5.21, e também não interfere na aplicação do fator de correção que permite ao relé melhor percepção do local da falta, conforme pode ser visto na Figura 5.22.

As Figuras 5.23 a 5.26 mostram o efeito relativo à operação com carregamento de - 900MW. As mesmas conclusões se aplicam neste caso.

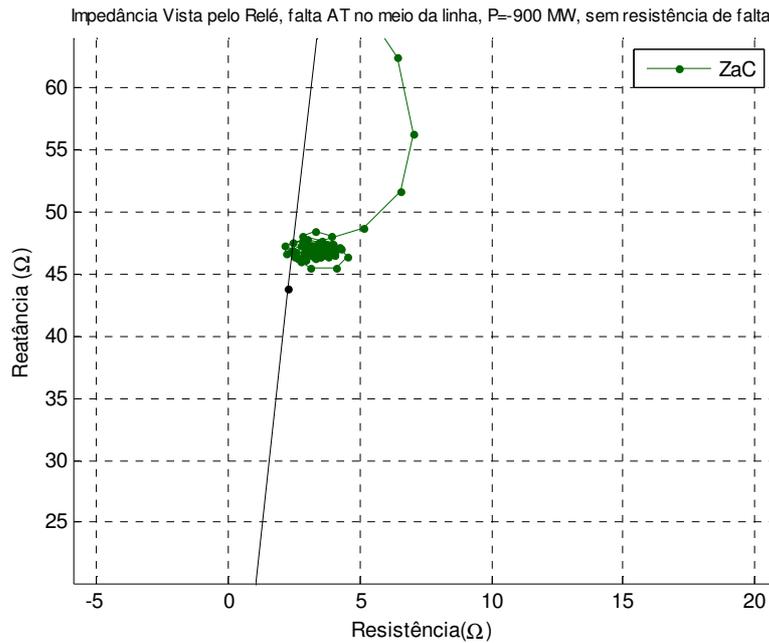


Figura 5.25 – Vista detalhada referente à Figura 5.23, sem fator de correção.

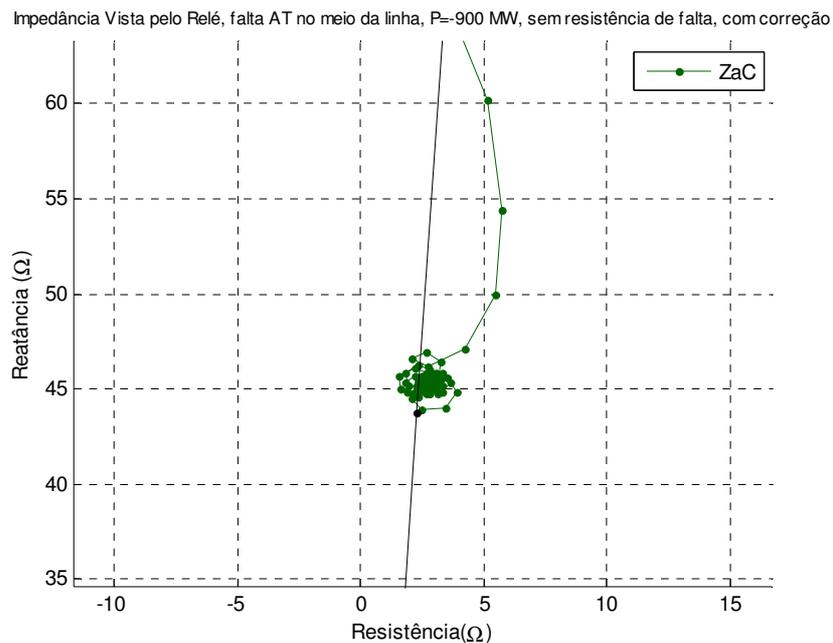


Figura 5.26 – Vista detalhada referente à Figura 5.24, com fator de correção.

Os casos a seguir são relativos à aplicação de curto fase-terra a 95% da extensão da linha, medida a partir do ponto A de localização da proteção de distância. Na Figura 5.27 é apresentado o resultado dos caminhos percorridos pelo loop de falta até a condição final de curto monofásico, aplicado a 95% do barramento A, do trecho entre os

barramentos A e B, vistos pelos relés de fase e de terra, olhando na direção AB, para o caso em que os dois circuitos estão em operação. Apenas o relé de fase A mostra tendência de operação.

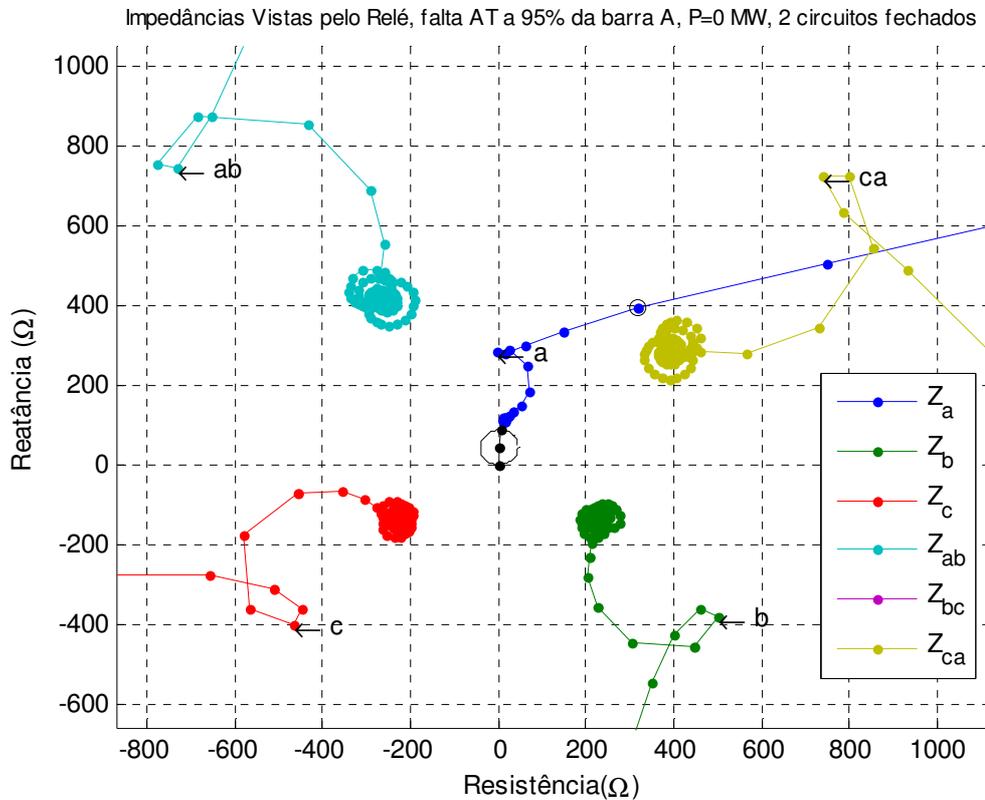


Figura 5.27 – Impedâncias vistas pelos relés de terra e de fase para curto monofásico a 95% do barramento A, do trecho entre os barramentos A e B.

As Figuras 5.28 e 5.29 apresentam a trajetória completa da impedância vista pelo relé de fase A, na transição desde a condição pré-falta até a condição final de curto monofásico a 95% do barramento A, para o algoritmo sem fator de correção e com fator de correção, respectivamente. Novamente o carregamento zero é considerado. As Figuras 5.30 e 5.31 apresentam a trajetória em escala mais apropriada para a visualização do ponto final de convergência da impedância durante a falta.

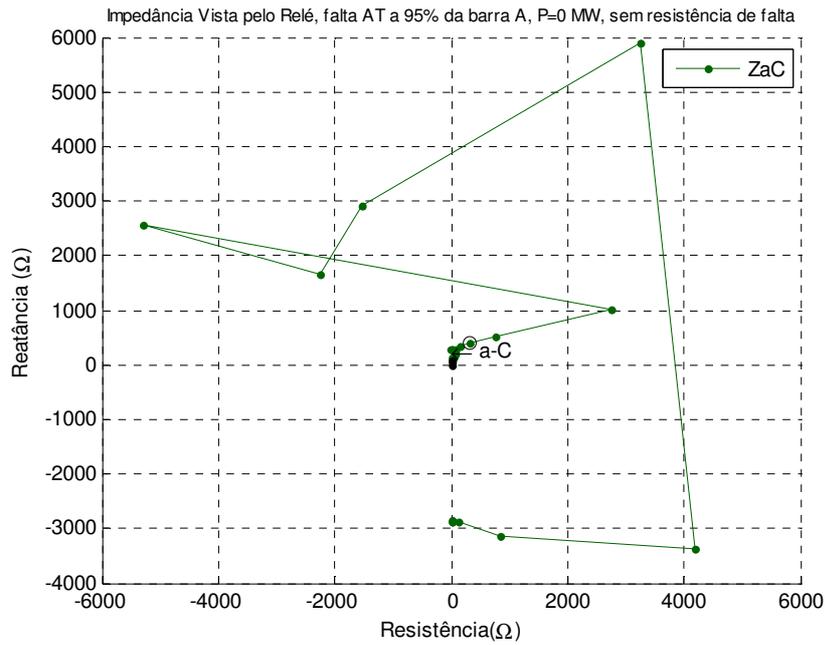


Figura 5.28 – Impedância vista pelo relé de terra A, para curto monofásico aplicado próximo ao fim da linha, sem fator de correção.

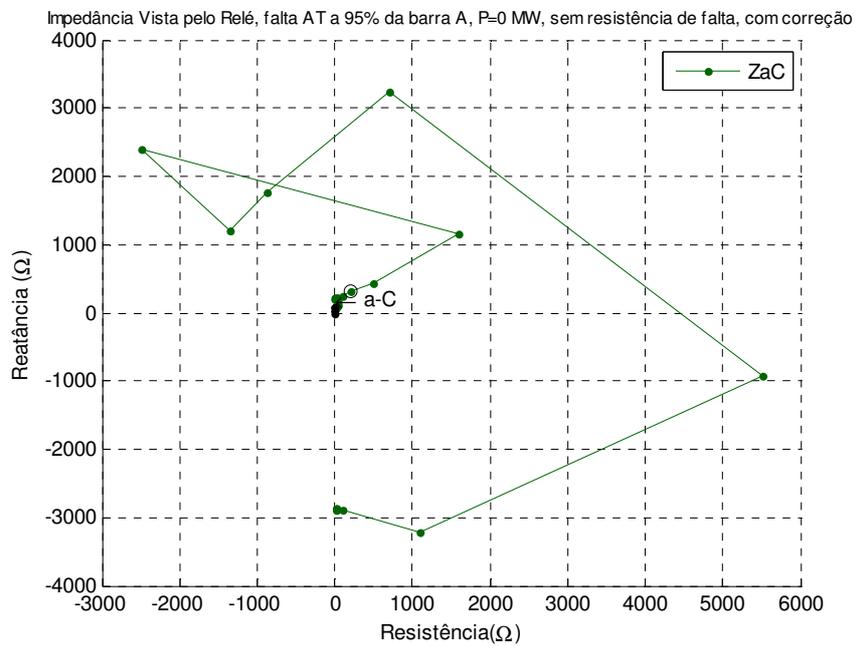


Figura 5.29 – Impedância vista pelo relé de terra A, para curto monofásico aplicado próximo ao fim da linha, com fator de correção.

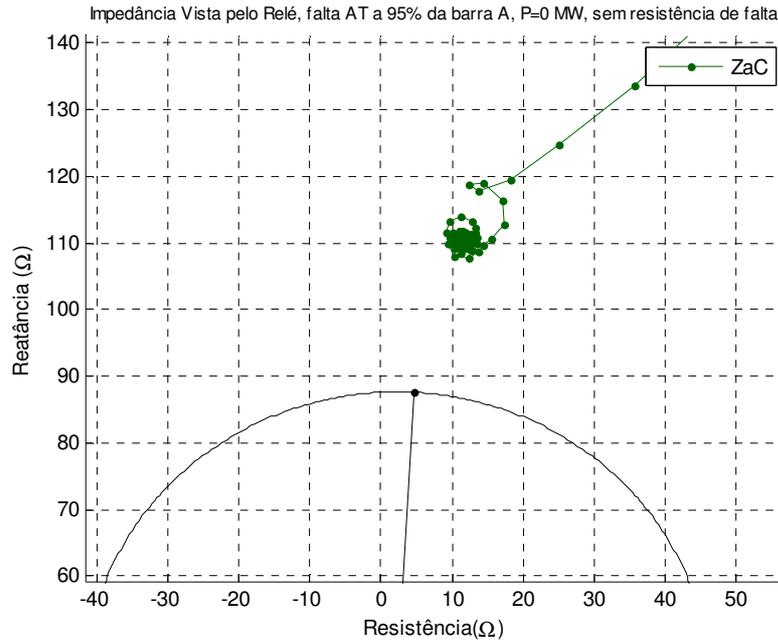


Figura 5.30 – Vista detalhada referente à Figura 5.28, sem fator de correção.

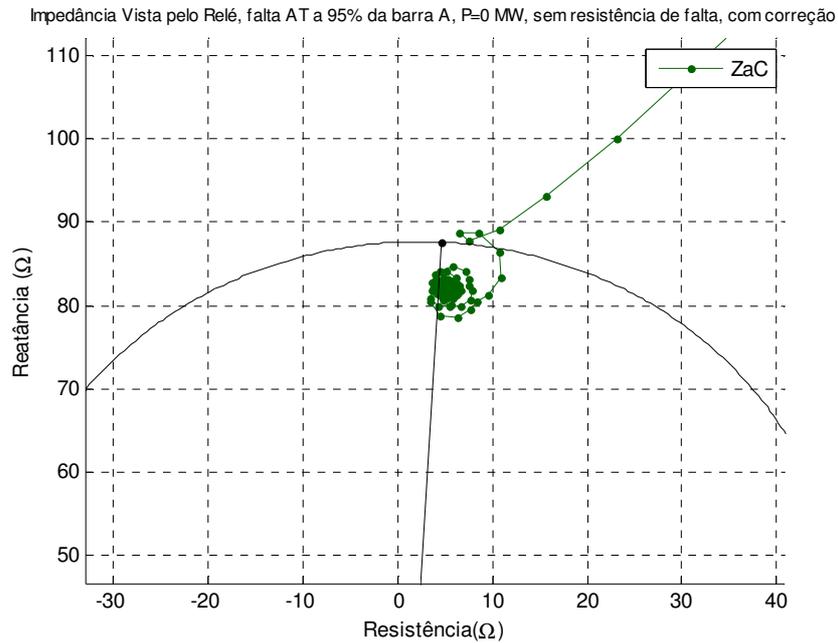


Figura 5.31 – Vista detalhada referente à Figura 5.29, com fator de correção.

As Figuras 5.32 e 5.33 mostram a influência da resistência de falta aplicada a 95% da barra A. Na Figura 5.33 se nota um pequeno deslocamento à direita do “loop” de falta, no eixo da resistência, indicando a percepção do relé ao acréscimo desta grandeza.

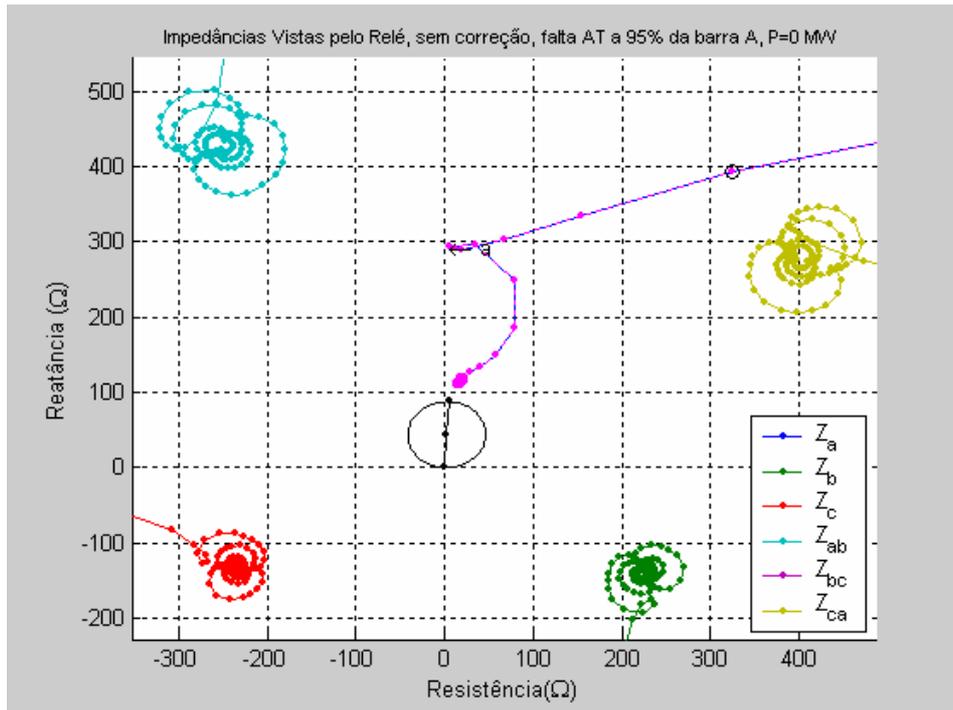


Figura 5.32 – Impedâncias vistas pelos relés de terra e de fase para curto monofásico a 95% do barramento A, do trecho entre os barramentos A e B, considerando resistência de falta e sem fator de correção.

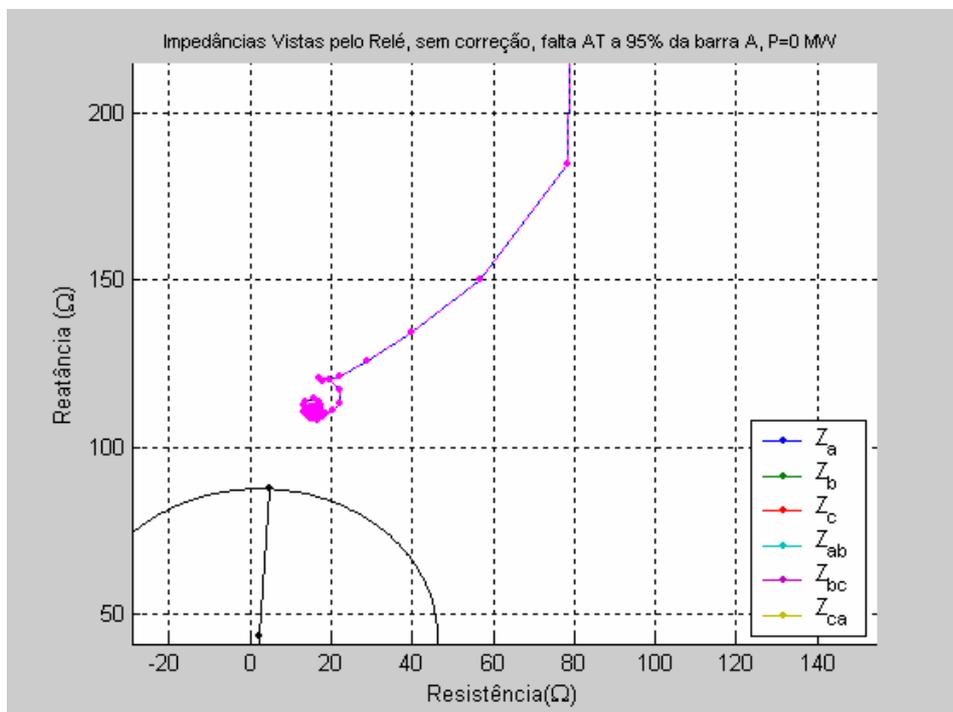


Figura 5.33– Vista detalhada da Figura 5.31, referente a falta sem fator de correção e com resistência de falta .

As Figuras 5.34 e 5.35 mostram que não há alteração na percepção da falta pelo relé, proporcionada pelo fator de correção, quando há acréscimo da resistência de falta aplica a 95% da barra A. Na Figura 5.35 se nota um pequeno deslocamento à direita do “loop” de falta, no eixo da resistência.

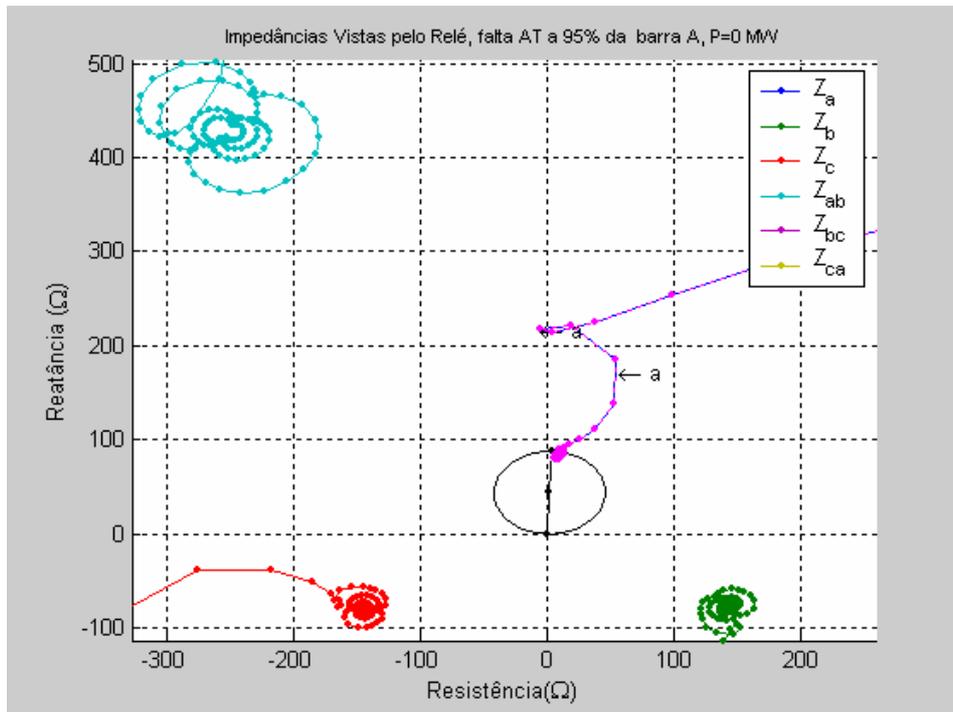


Figura 5.34 – Impedâncias vistas pelos relés de terra e de fase para curto monofásico a 95% do barramento A, do trecho entre os barramentos A e B, considerando resistência de falta e com fator de correção.

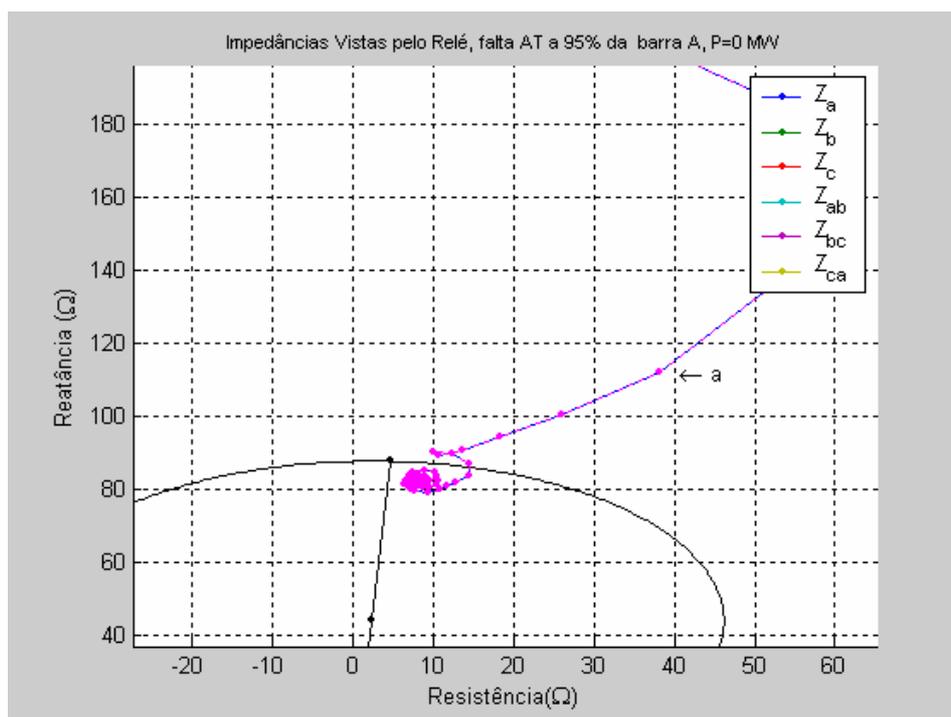


Figura 5.35 – Vista detalhada da Figura 5.34, referente à falta com fator de correção e resistência de falta .

No caso do curto-circuito aplicado próximo ao final da linha, praticamente todo o efeito de transposição está incluído, de forma que há uma melhor percepção e precisão quanto à incorporação do efeito da reatância mútua de seqüência zero. Um efeito importante de sobre-alcance, conforme observado na Figura 5.30, é observado quando a correção do efeito da reatância referida acima não é incluída. Neste caso, ocorreu um sobre alcance da ordem de 24% em relação ao local onde ocorreu a falta. Do mesmo modo, é também melhor percebido o efeito positivo da aplicação do fator de correção que permitiria proteger a linha até o alcance de 100%, se outros fatores de inclusão complexa e prática, pudessem ser desprezados. Neste caso, portanto, a metodologia com a incorporação da correção, forneceu a localização praticamente exata do ponto de falta.

Quanto a pratica usual, quando considerando as aplicações de circuitos singelos, é prática usual se estabelecer sub-alcance de 10 a 15% nos limites de alcance de primeira zona para compensar para fatores do tipo erro nas especificações de relação de transformação de TCs e TPs e erro no cálculo das impedância de linha. Assim, se os erros associados à não incorporação do efeito da reatância mútua de seqüência zero tiver que ser tolerado, sub-alcance superior a 30% deverá ser fixado, com os prejuízos conseqüentes para a qualidade do sistema de proteção de distância aplicado à linha AB.

As Figuras 5.36 a 5.39 procuram mostrar o efeito relativo à operação com carregamento de + 900MW.

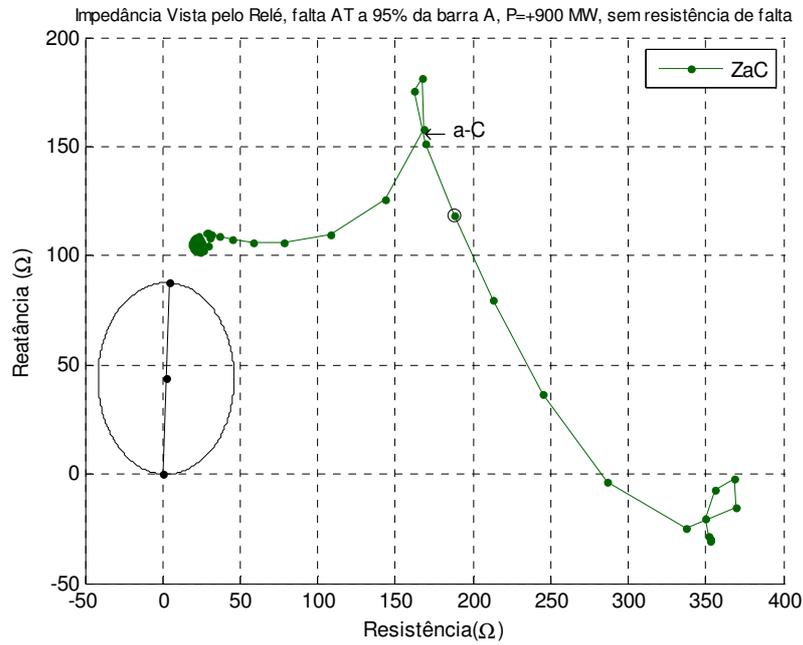


Figura 5.36 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica com carregamento igual a 900MW, sem fator de correção.

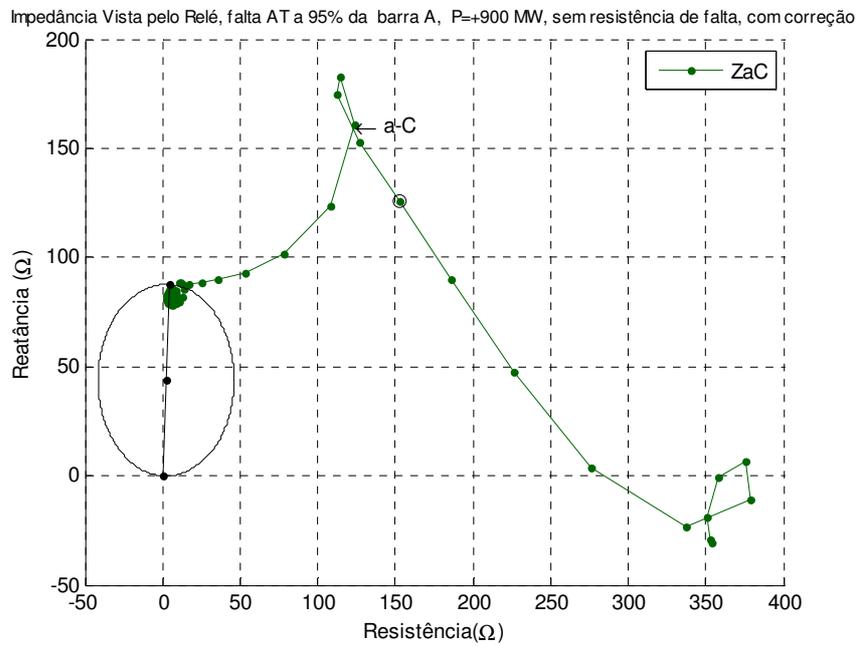


Figura 5.37 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica com carregamento igual a 900MW, com fator de correção.

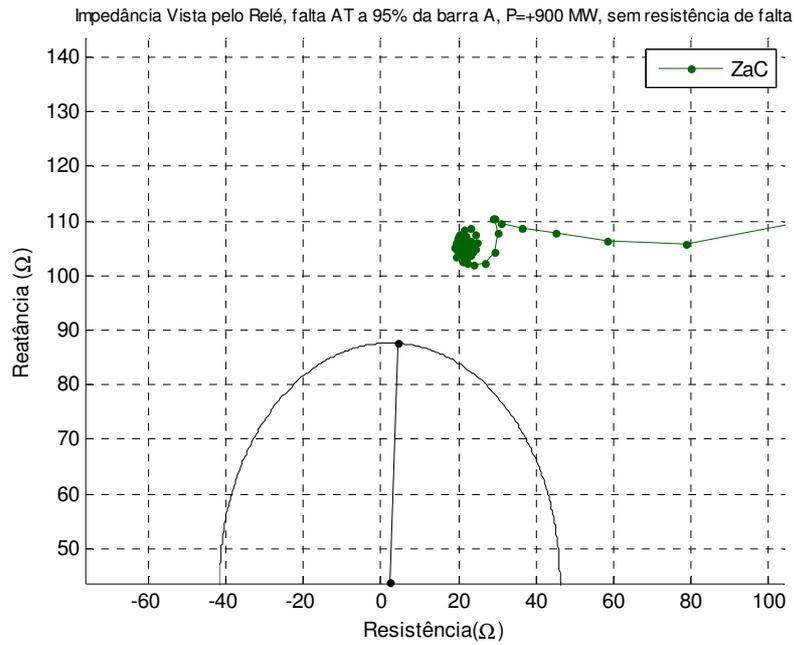


Figura 5.38 – Vista detalhada referente à Figura 5.36, sem fator de correção.

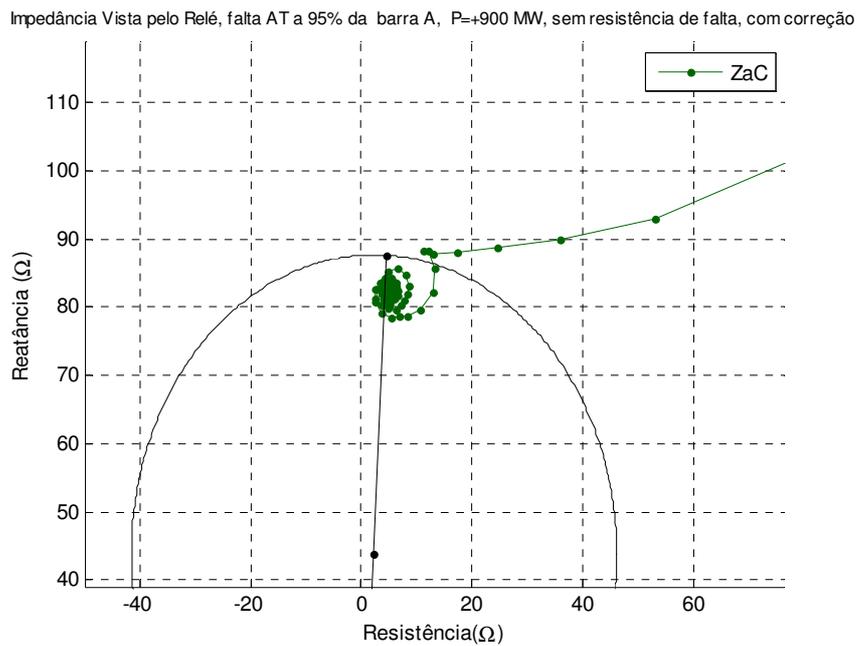


Figura 5.39 – Vista detalhada referente à Figura 5.40, com fator de correção.

Como visto nos casos anteriores o carregamento na linha igual a 900MW não interfere na percepção do relé, nem quanto ao efeito de sobre-alcance, nem mesmo quanto à correção aplicada para que o relé atue corretamente.

A Figura 5.40 mostra a percepção do relé de terra A quando inserida uma pequena resistência à falta, sem considerar o fator de correção, indicando o deslocamento à direita do “loop” de falta.

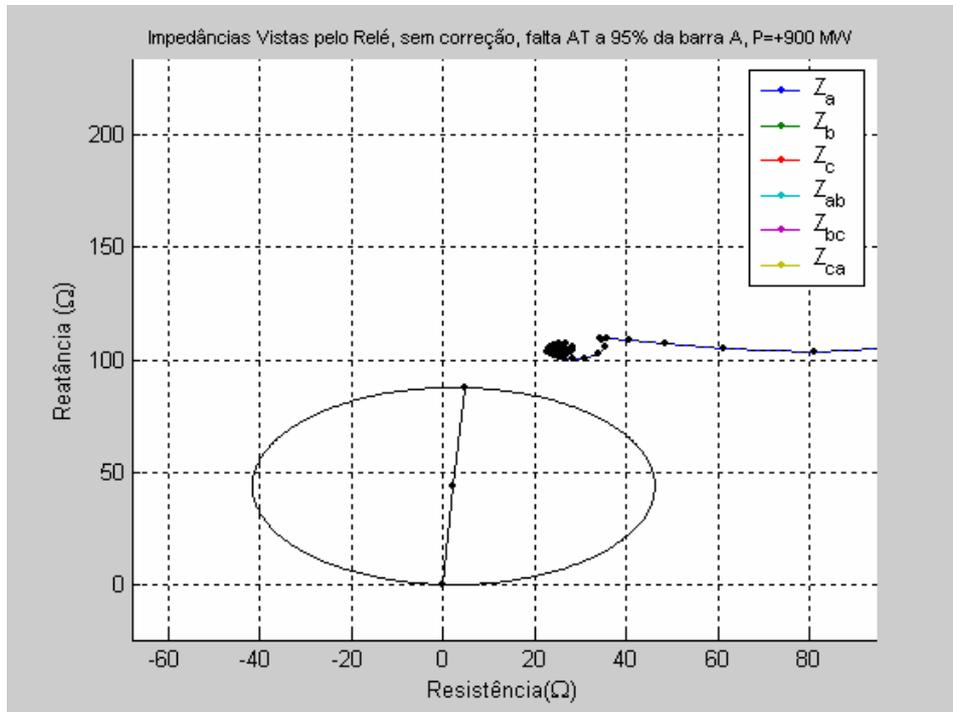


Figura 5.40 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica com carregamento igual a 900MW, sem fator de correção e com resistência de falta.

A Figura 5.41 mostra a percepção do relé de terra A quando inserida uma pequena resistência à falta, com o fator de correção, indicando o deslocamento à direita do “loop” de falta. Nota-se que o deslocamento no eixo da resistência até o valor de 20Ω possibilitará que o relé a perceba a falta corretamente.

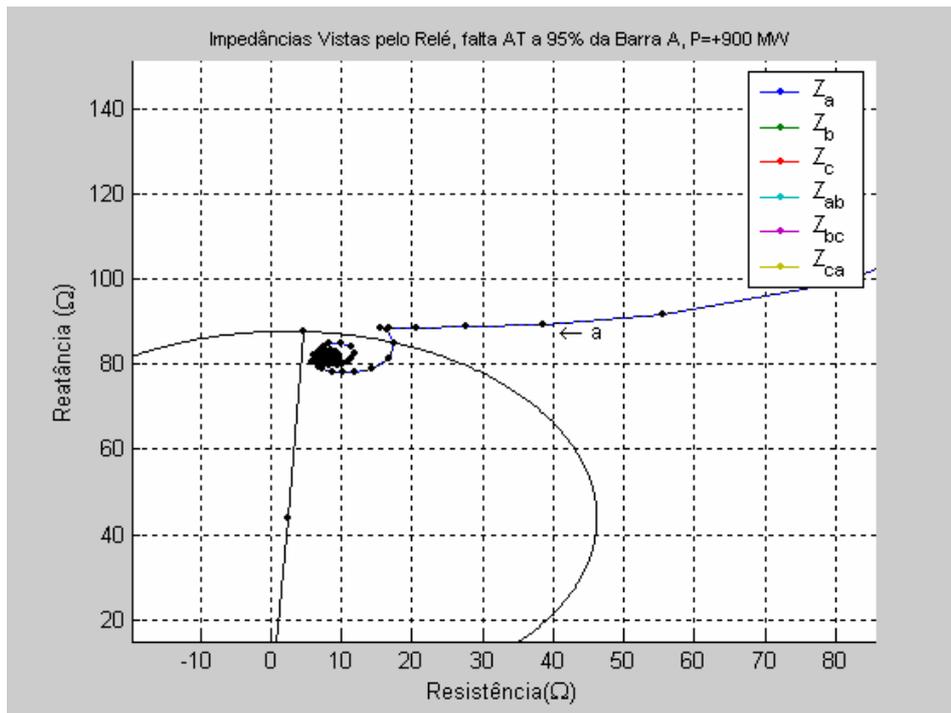


Figura 5.41 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica com carregamento igual a 900MW, com fator de correção e com resistência de falta.

As Figuras 5.42 a 5.45 procuram mostrar o efeito relativo à operação com carregamento de - 900MW.

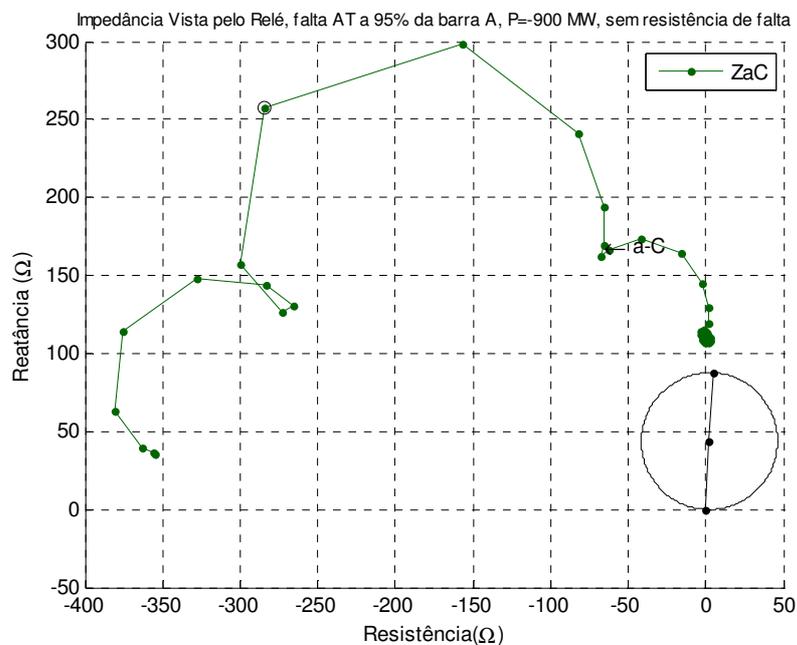


Figura 5.42 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica com carregamento igual a -900MW, sem fator de correção.

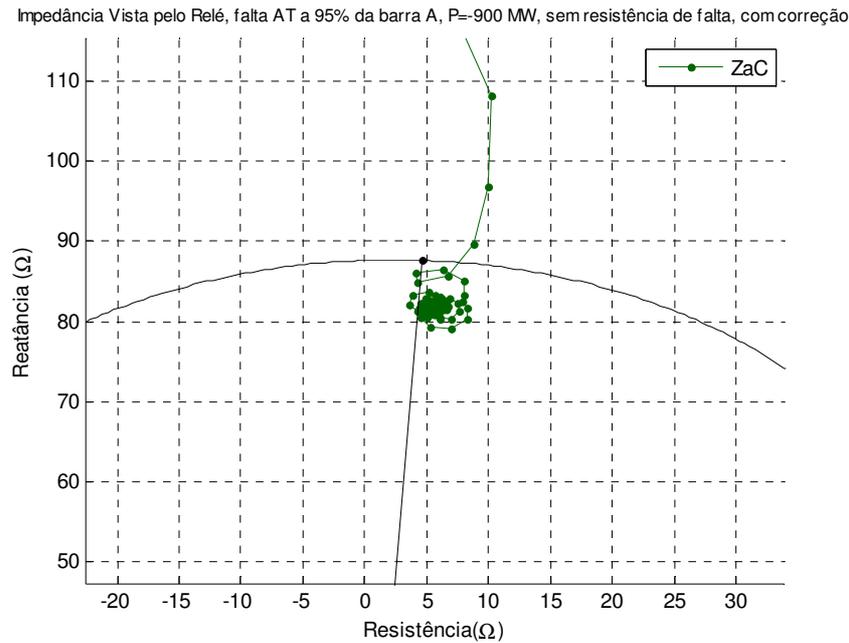


Figura 5.45 – Vista detalhada referente à Figura 5.43, com fator de correção.

Novamente percebe-se que o carregamento na linha, neste caso igual a -900MW, não interfere na percepção do relé, nem quanto ao efeito de sobre-alcance, nem mesmo quanto à correção aplicada para que o relé atue corretamente.

5.2.2 APLICAÇÃO DE CURTO MONOFÁSICO SOBRE O CIRCUITO COM UMA LINHA ATERRADA EM AMBAS AS EXTREMIDADES

Analisaremos, a seguir, um segundo estado de operação do circuito sem defeito ou fora de operação para o qual também é esperada influência na percepção do relé da linha sob falta. Este estado diz respeito à operação normal, pré-falta, com apenas um circuito em operação, com o outro circuito estando em condições de manutenção, com suas extremidades aterradas em ambos os terminais de linha, do lado A e do lado B, e isoladas em relação dos barramentos. As outras possíveis configurações, com o segundo circuito fora de operação, já foram apresentadas no Capítulo 3.

Foi visto no item 5.2.1 que, para a condição pré-falta de operação com 2 circuitos, o carregamento da linha sob falta e o sentido do fluxo de potência não interferem na percepção do relé, nem quando não há contribuição do fator de correção, nem quando o fator de correção foi aplicado. Assim, apresentamos a seguir os casos

executados para carregamento nulo na linha e mais alguns, com carregamento na linha, apenas para verificação do efeito desprezível verificado anteriormente.

A seguir, na Figura 5.40, é apresentada a impedância vista por todos os relés de fase e terra para um curto monofásico aplicado a 5% do barramento A. Verificamos, novamente, a tendência de operação apenas do relé de terra da fase A.

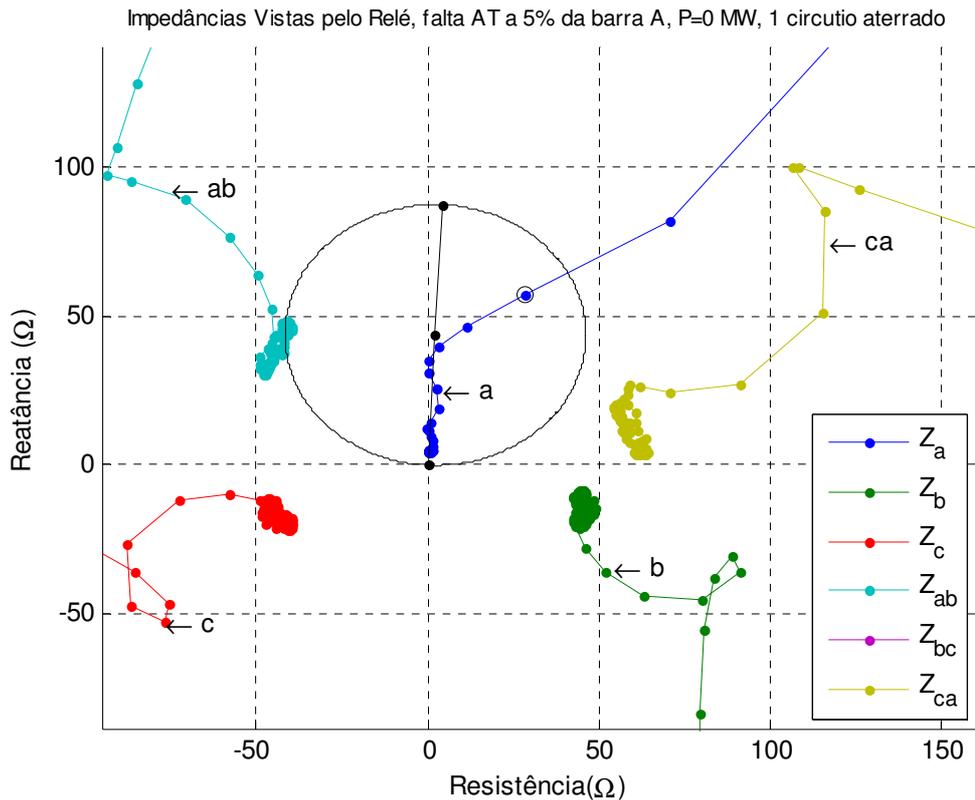


Figura 5.46 – Impedâncias vistas pelos relés de terra e de fase para curto monofásico a 5% do barramento A após o TC, com o outro circuito aterrado em ambos os terminais.

As Figuras 5.47 e 5.48 apresentam a trajetória completa da impedância vista pelo relé de fase A, na transição desde a condição pré-falta até a condição final de curto monofásico, para o algoritmo que despreza o fator de correção do efeito mútuo de seqüência zero entre linhas e para o algoritmo que considera tal efeito. Observamos que, para a condição de carregamento nulo, a condição de carga associada à condição pré-falta do sistema corresponde a uma visualização de capacitor equivalente, ou seja, o sistema de potência contribui com potência reativa em direção ao barramento de localização da proteção.

Nas Figuras 5.47 e 5.48 apresentam a trajetória completa da impedância vista pelo relé de fase A, agora nestas condições de circuito paralelo aterrado em ambos os terminais, para um carregamento igual a 0MW.

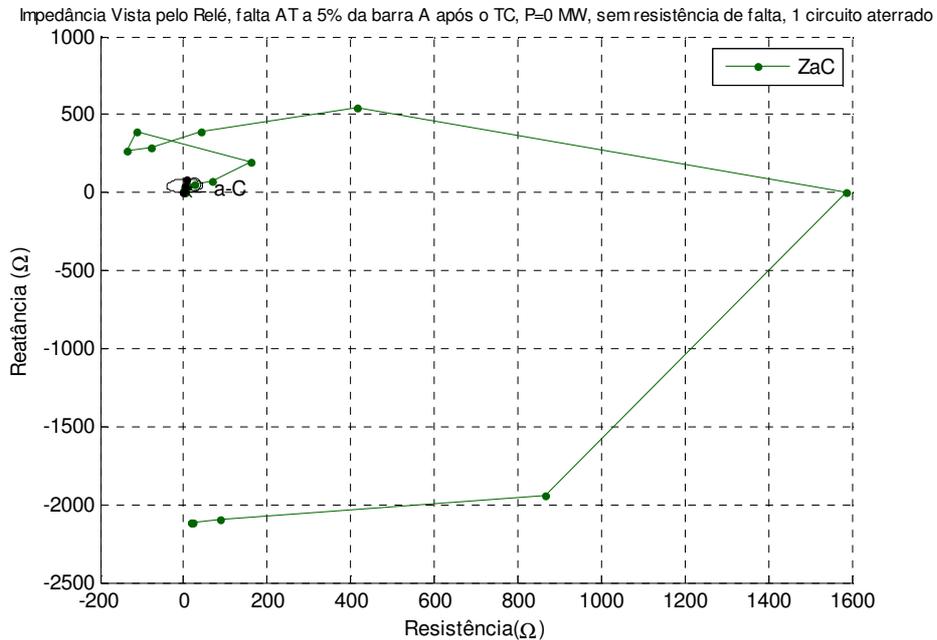


Figura 5.47 – Impedância vista pelo relé de fase A para curto monofásico, com um circuito aterrado, sem fator de correção.

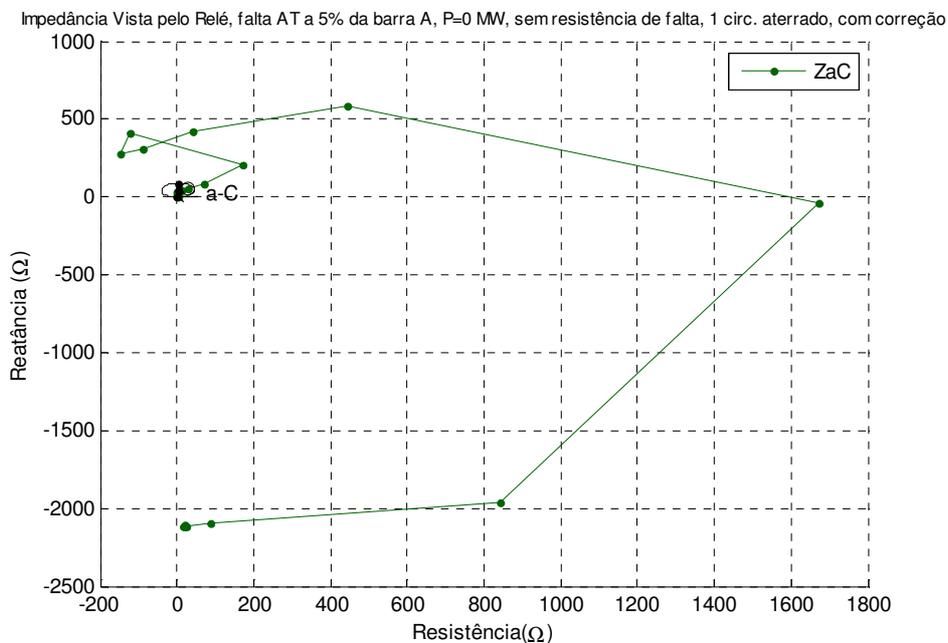


Figura 5.48 – Impedância vista pelo relé de fase A para curto monofásico, com um circuito aterrado, com fator de correção.

As Figuras 5.49 e 5.50 referem-se às Figuras 5.47 e 5.48, respectivamente, em escala mais detalhada, com a indicação de um círculo MHO da impedância da linha.

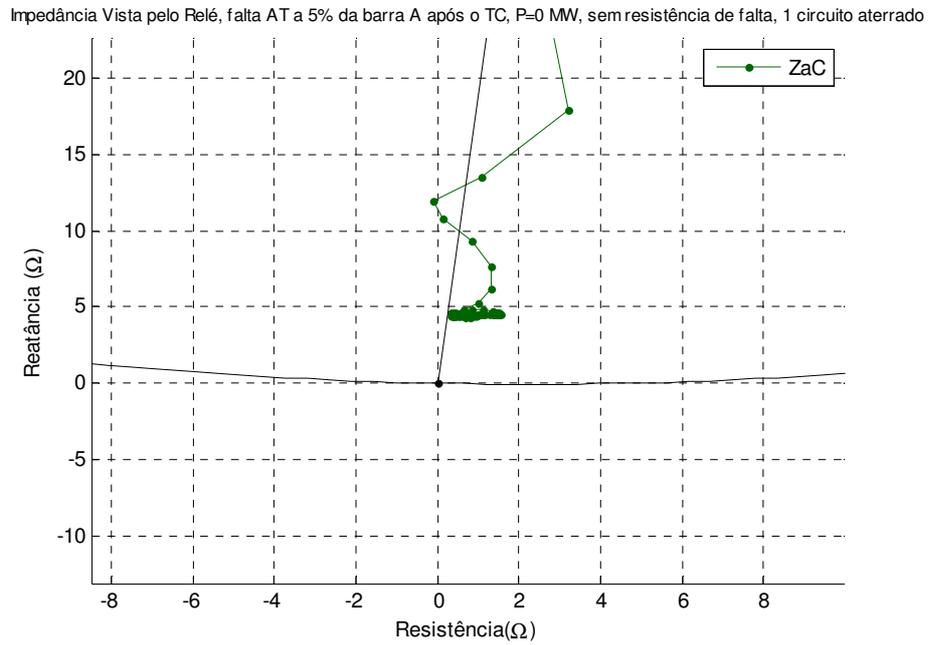


Figura 5.49 – Vista detalhada referente à Figura 5.47, sem fator de correção.

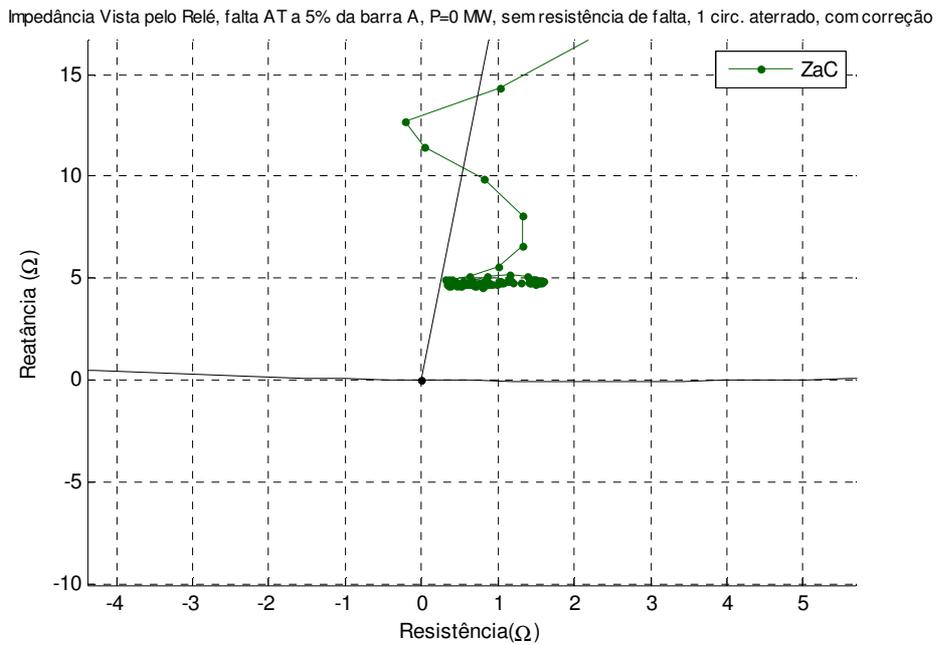


Figura 5.50 – Vista detalhada referente à Figura 5.48, com fator de correção.

Comparando com o caso em que os dois circuitos estão em operação, podemos perceber que, independente do caso, no curto-circuito aplicado próximo ao início da linha novamente não há alteração significativa quanto à percepção do relé na localização da falta. Os mesmos comentários realizados no item 5.2.1, relativos à aplicação de curto próximo ao início da linha, são aplicados a esta condição.

A Figura 5.51 apresenta as trajetórias das impedâncias do “loop” de falta como vistas pelos relés de fase e de terra, para curto aplicado no meio do trecho entre os barramentos A e B, olhando-se na direção AB, com o circuito sem falta aterrado em ambos os terminais. Esta Figura mostra a convergência da operação da proteção do relé de terra A para o ponto representativo da falta onde está foi aplicada.

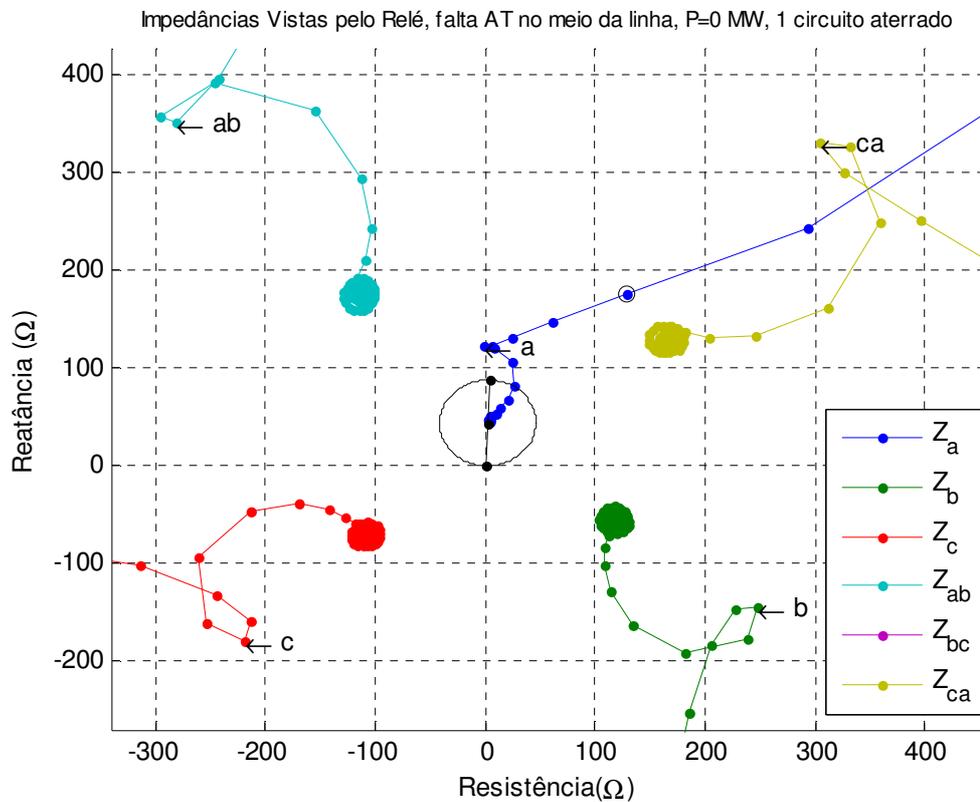


Figura 5.51 – Impedâncias vistas pelos relés de terra e de fase para curto monofásico no meio do trecho entre os barramentos A e B, com um dos circuitos aterrados em ambos os terminais.

As Figuras 5.52 a 5.53 são relativas a curto circuito no meio da linha AB. Na Figura 5.14 podemos visualizar as trajetórias de impedância do loop de falta até a

condição final de curto monofásico, aplicado no meio da linha, no trecho entre os barramentos A e B, como vistas pelos relés de fase e de terra, olhando na direção AB.

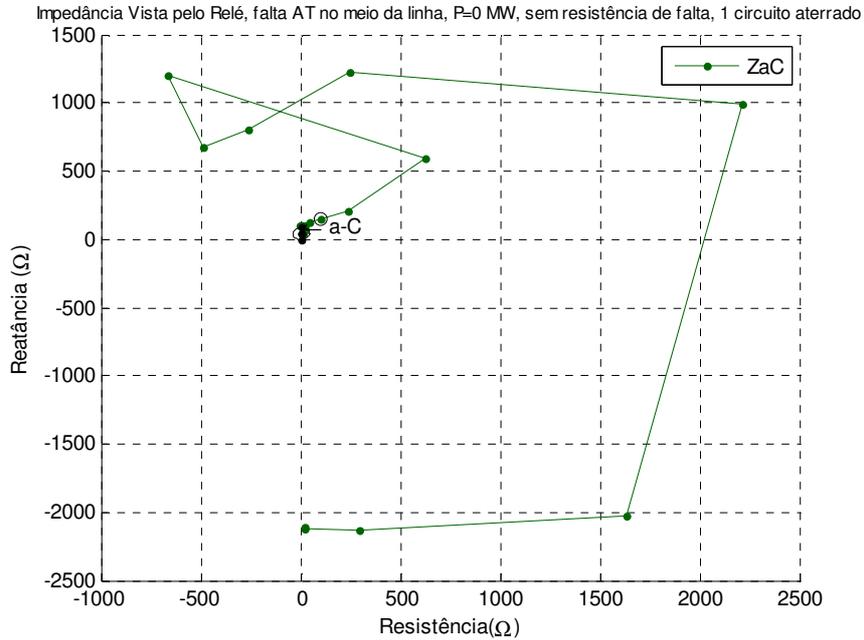


Figura 5.52 – Impedância vista pelo relé de fase A para curto monofásico, no meio da linha, com um circuito aterrado, sem fator de correção.

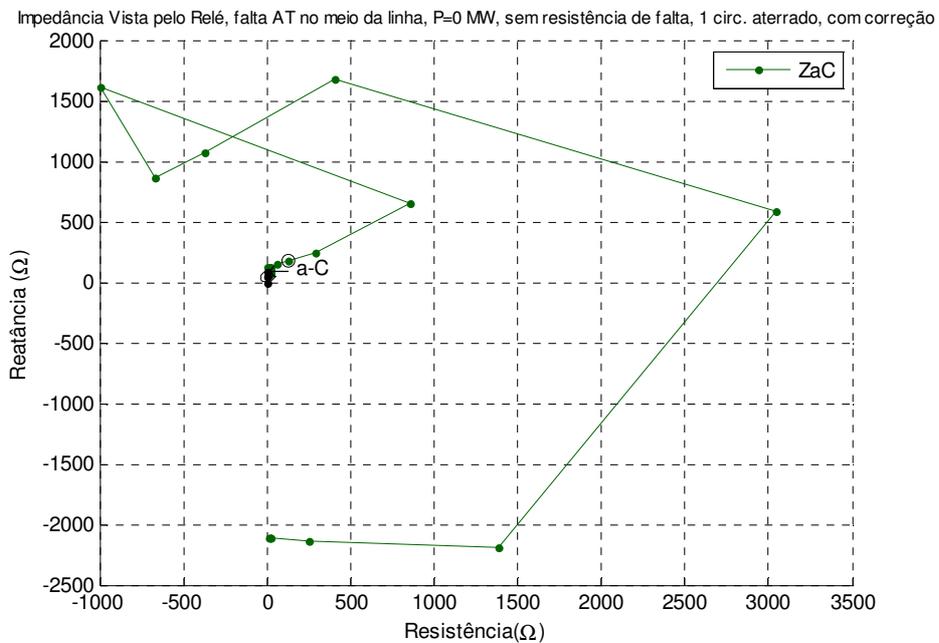


Figura 5.53 – Impedância vista pelo relé de fase A para curto monofásico, no meio da linha, com um circuito aterrado, com fator de correção.

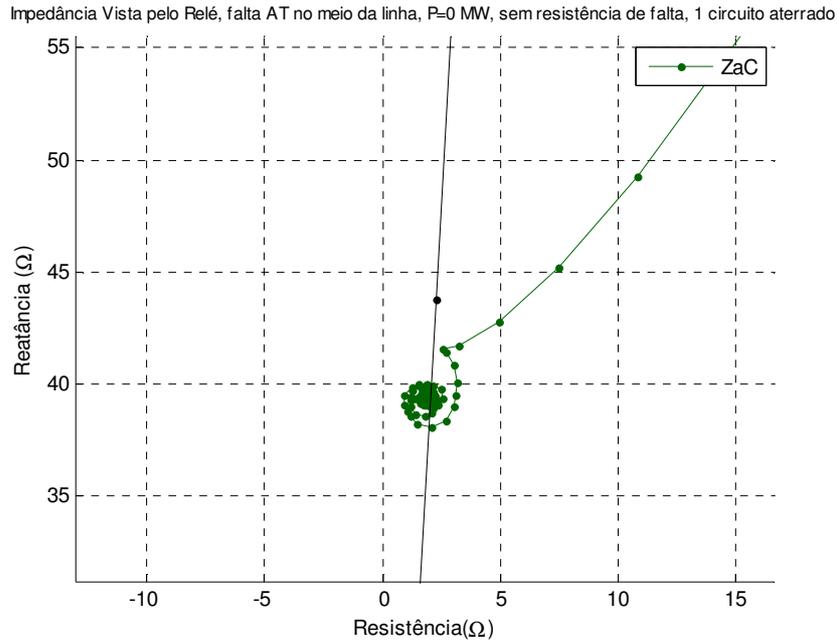


Figura 5.54 – Vista detalhada referente à Figura 5.52, sem fator de correção.

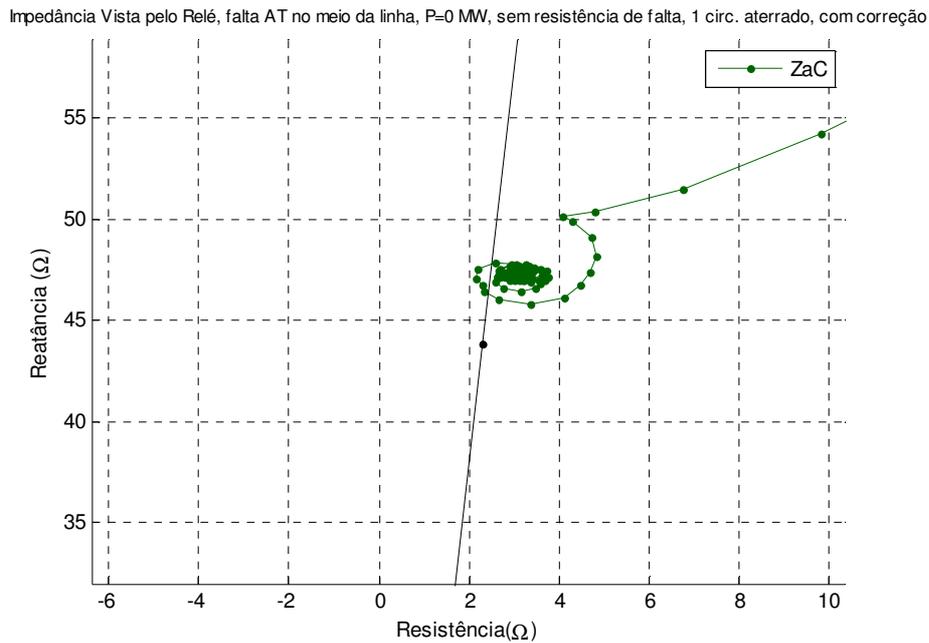


Figura 5.55 – Vista detalhada referente à Figura 5.53, com fator de correção.

Conforme visto nas Figuras 5.54 e 5.55, observarmos que o relé enxerga a falta com sub-alcance de 9% em relação ao local onde a falta foi aplicada. Ao se aplicar o fator de correção, passa a existir uma percepção de sobre-alcance de 7%, próximo ao sobre-alcance que o relé enxerga quando a falta é aplicada também no meio da linha, mas com os dois circuitos em operação.

As Figuras 5.56 a 5.57 apresentam a trajetória da impedância vista pelo relé de fase A, para um carregamento igual a 900MW, para condição de um circuito aterrado em ambos os terminais. Novamente o efeito do carregamento se mostra desprezível.

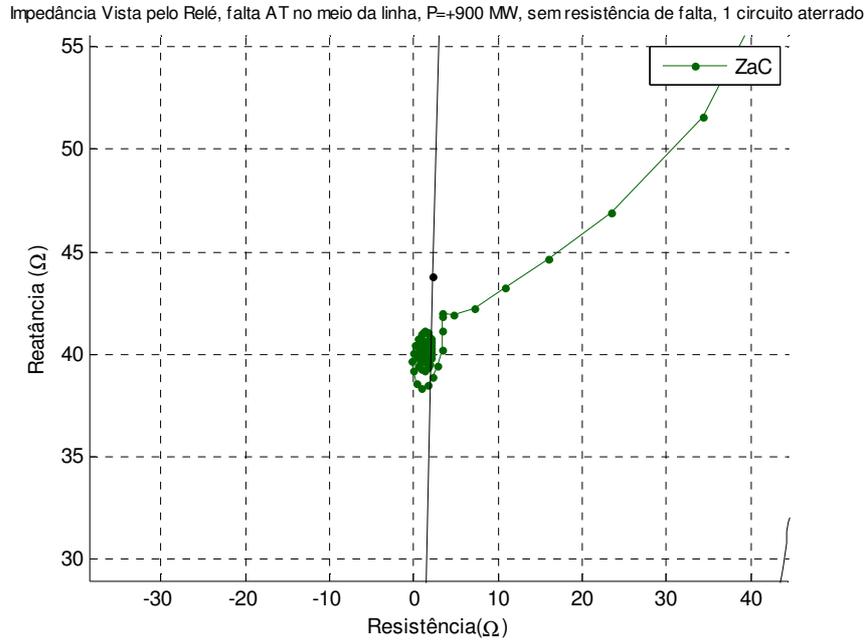


Figura 5.56 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica com carregamento igual a 900MW, com um circuito aterrado, sem fator de correção.

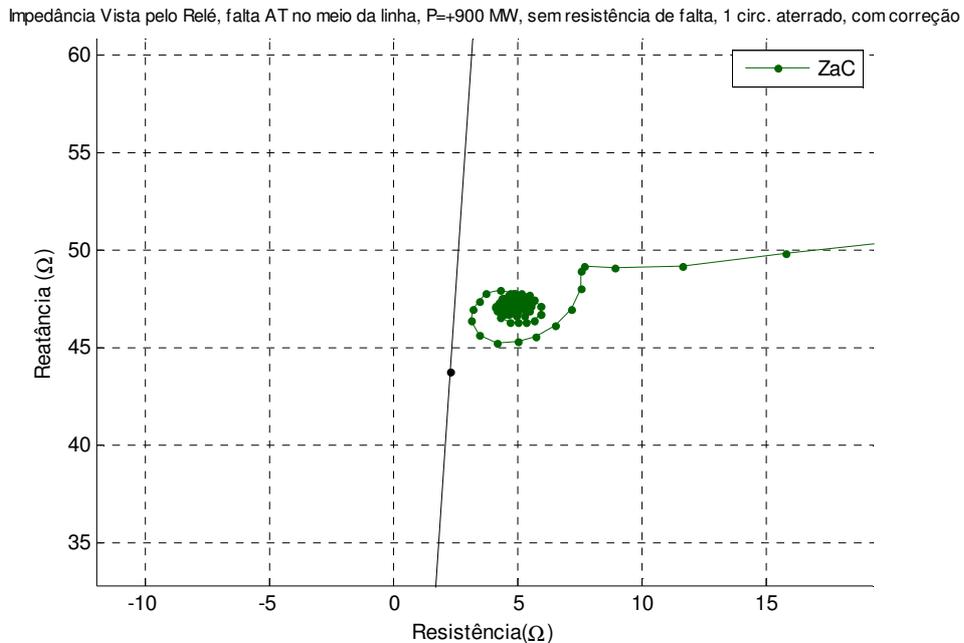


Figura 5.57 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica com carregamento igual a 900MW, com um circuito aterrado, com fator de correção.

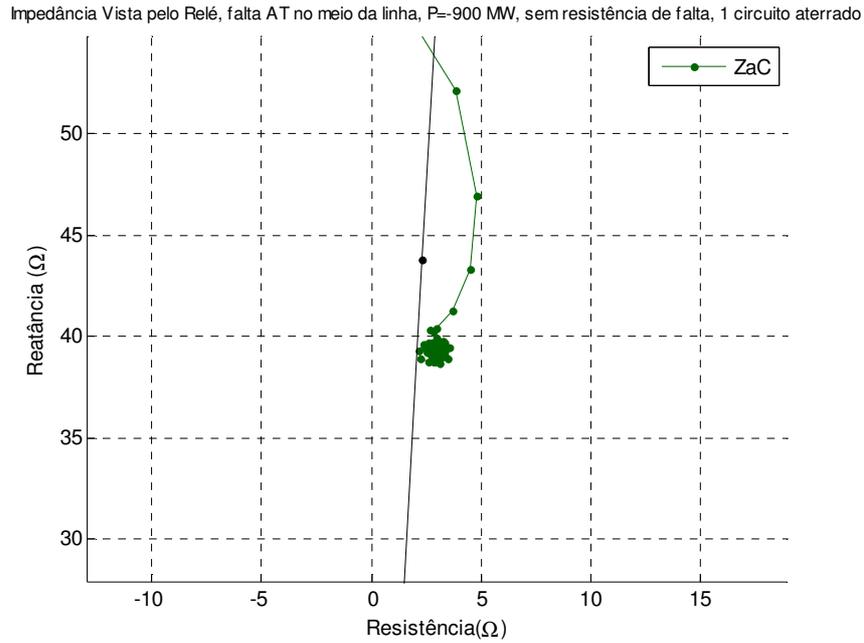


Figura 5.58 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica com carregamento igual a -900MW, com um circuito aterrado, sem fator de correção.

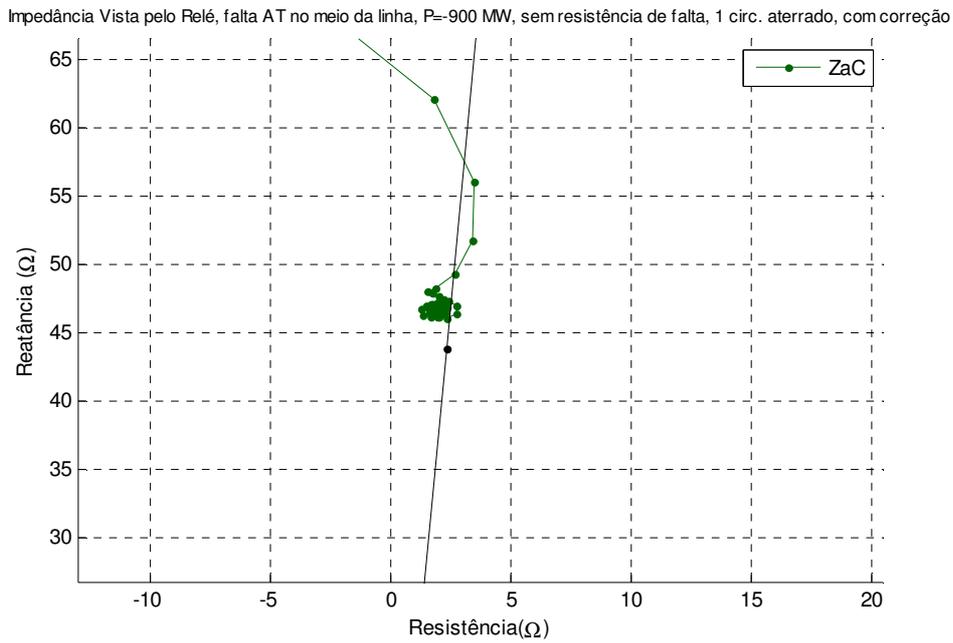


Figura 5.59 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica com carregamento igual a -900MW, com um circuito aterrado, com fator de correção.

As Figuras 5.60 e 5.63 apresentam a trajetória da impedância vista pelo relé de fase A, para um carregamento igual a 0MW, para condição de um circuito aterrado em ambos os terminais, considerando o curto-circuito localizado a 95% da extensão da linha AB, a partir do ponto A de localização da falta.

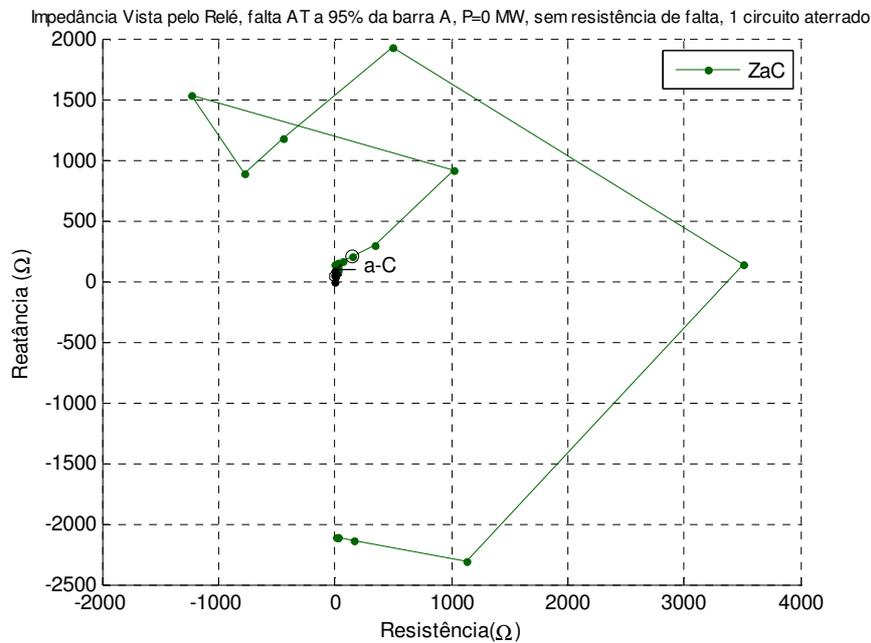


Figura 5.60 – Impedância vista pelo relé de fase A para curto monofásico, a 95% do barramento A, com um circuito aterrado, sem fator de correção.

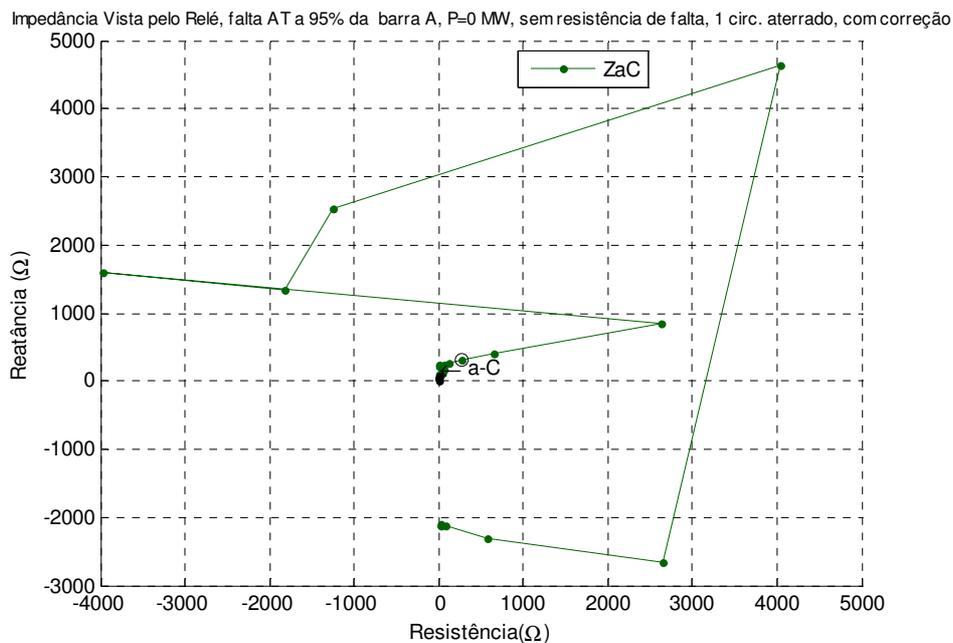


Figura 5.61 – Impedância vista pelo relé de fase A para curto monofásico, a 95% do barramento A, com um circuito aterrado, com fator de correção.

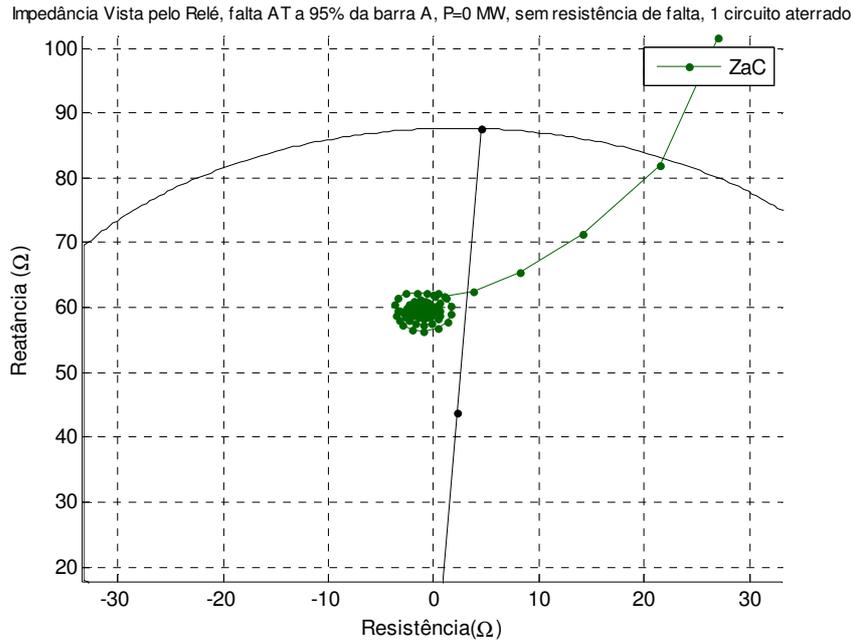


Figura 5.62 – Vista detalhada referente à Figura 5.60, sem fator de correção.

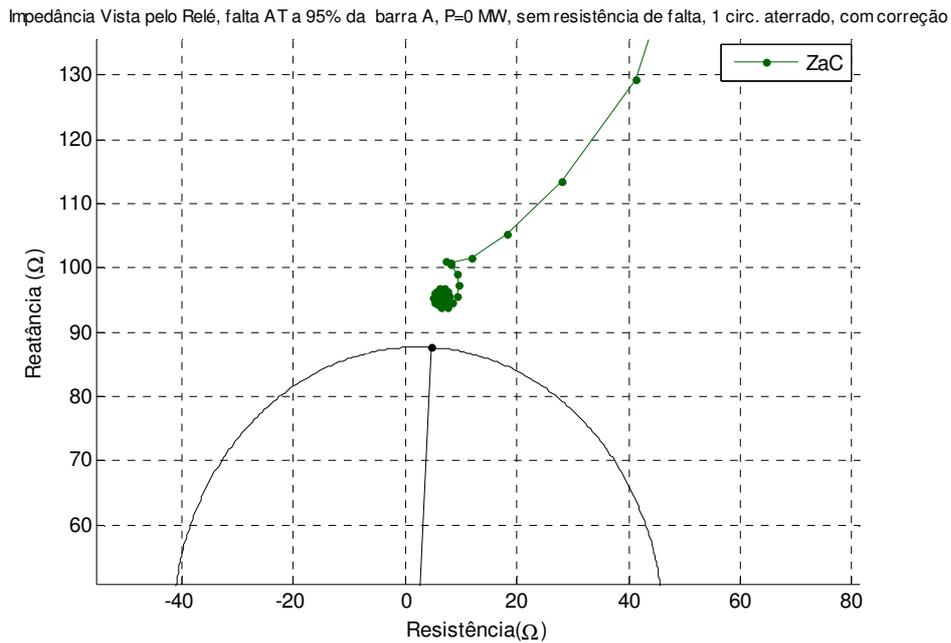


Figura 5.63 – Vista detalhada referente à Figura 5.61, com fator de correção.

Observamos agora, através das Figuras 5.62, uma efetiva redução da impedância vista pelo relé da fase A, quando a correção do efeito mútuo não é incorporada. Isto já era esperado em razão do efeito de indução mútua ocorrer praticamente com as mesmas correntes de seqüência zero aplicadas e induzidas no circuito aterrado praticamente em

toda a extensão dos mesmos. Isto resultou na alteração da impedância esperada de $0.95 * 88 = 83.6$ ohms para o valor verificado de 59 ohms, aproximadamente.

Assim, resulta um sub-alcance de aproximadamente 30%, o que permite que o relé atue corretamente. Isto também significa a necessidade da aplicação do fator de correção, dado que para curtos aplicados após o final da linha, também ocorrerá a operação errônea da proteção sem o fator de correção, para curtos para os quais a proteção não deveria atuar.

Na Figura 5.63, por sua vez, observamos a resposta do relé da fase A, com a correção associada ao efeito mútuo de seqüência zero entre circuitos. Há uma indicação de impedância de valor de 95 ohms, ao invés dos 88 ohms esperados, portanto com sobrealcance de 12%, o que resultaria na operação do relé, neste caso.

A Figura 5.64 apresenta o “loop” das impedâncias vistas pelos relés de terra e de fase considerando uma resistência de falta de $2,0\Omega$, sem considerar o fator de correção.

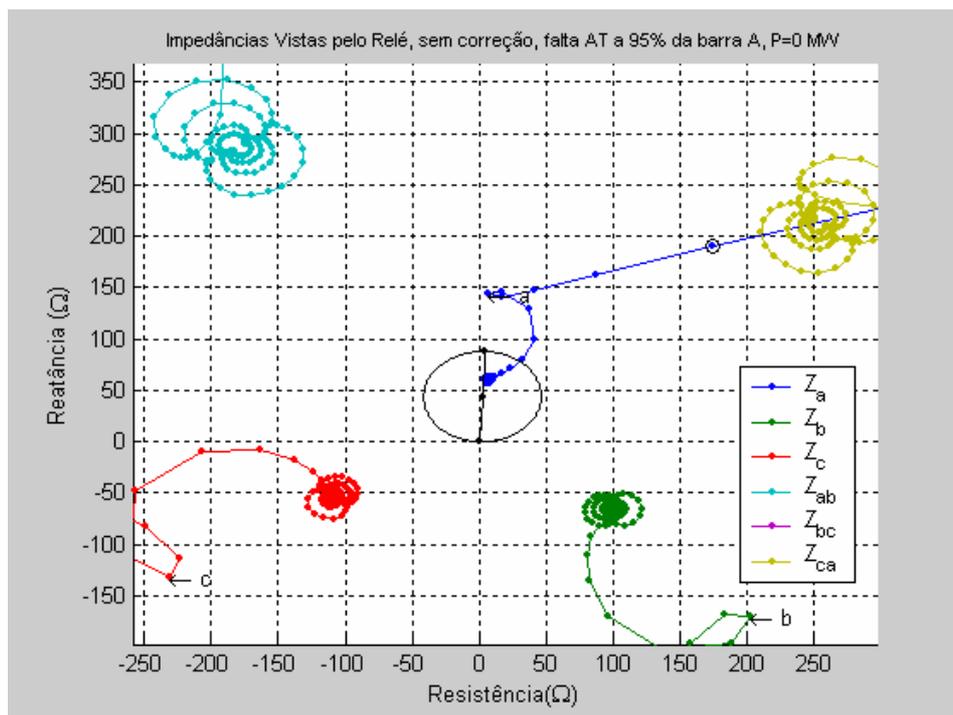


Figura 5.64 – Impedância vista pelos relés de terra e de fase, tendo um circuito aterrado, para falta monofásica com carregamento igual 0MW, sem fator de correção e com resistência de falta.

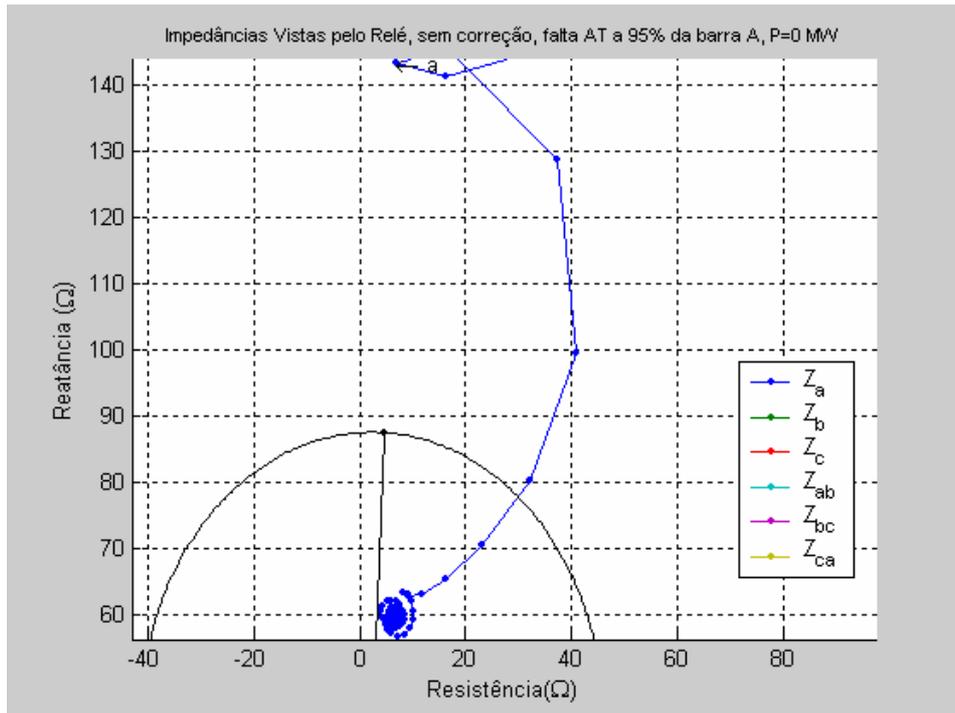


Figura 5.65 – Vista detalhada da Figura 5.64, para falta monofásica com carregamento igual a 0MW, sem fator de correção e com resistência de falta.

A Figura 5.66 mostra as impedâncias vistas pelos relés de fase e de terra considerando-se a resistência de falta de $2,0\Omega$ e o fator de correção.

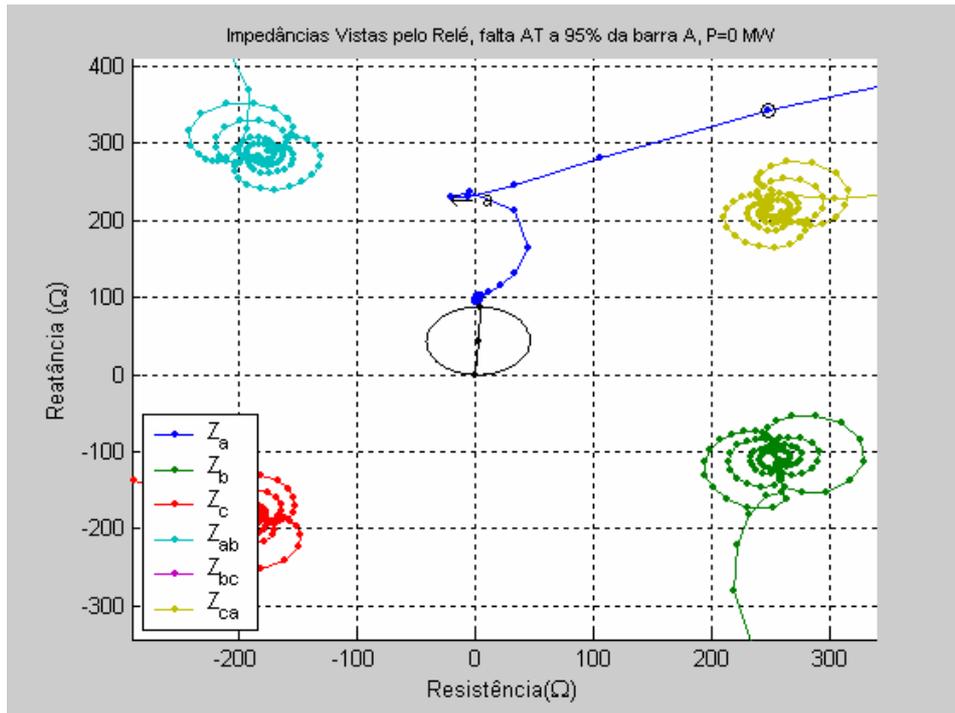


Figura 5.66 – Impedância vista pelos relés de terra e de fase, tendo um circuito aterrado, para falta monofásica com carregamento igual a 0MW, com fator de correção e com resistência de falta.

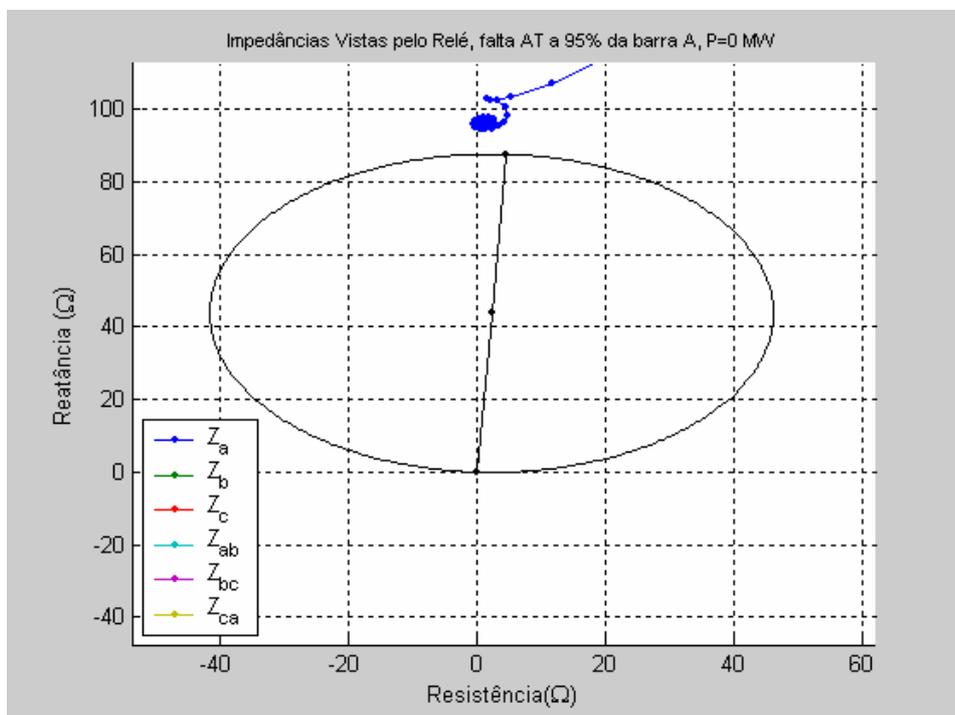


Figura 5.67 – Vista detalhada do relé de terra A, Figura 5.66, para falta monofásica com carregamento igual a 0MW, com fator de correção e com resistência de falta.

As Figuras 5.68 a 5.71 apresentam a trajetória da impedância vista pelo relé de fase A, para um carregamento igual a 900MW e -900MW, para condição de um circuito aterrado em ambos os terminais.

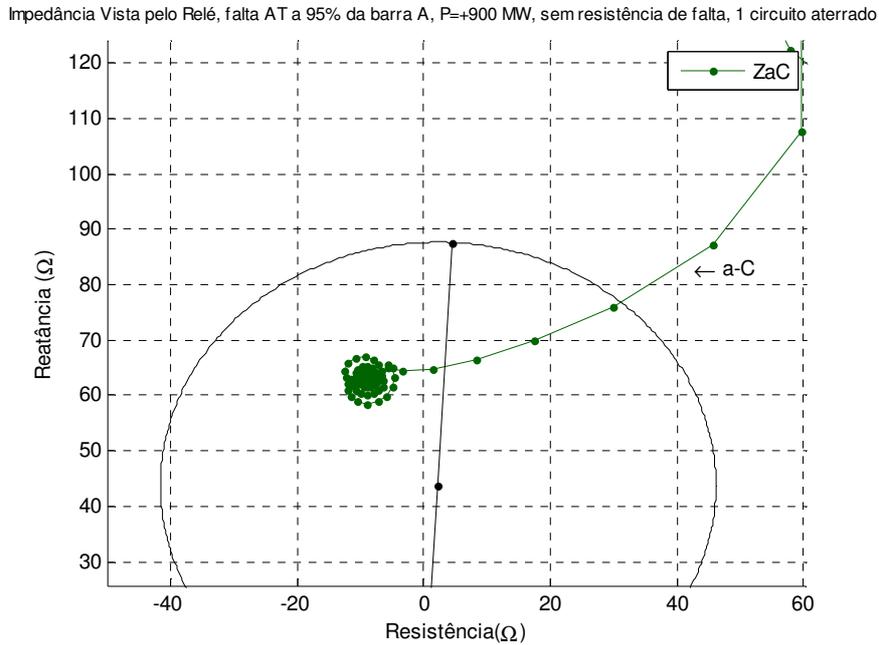


Figura 5.68 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica com carregamento igual a 900MW, com um circuito aterrado, sem fator de correção.

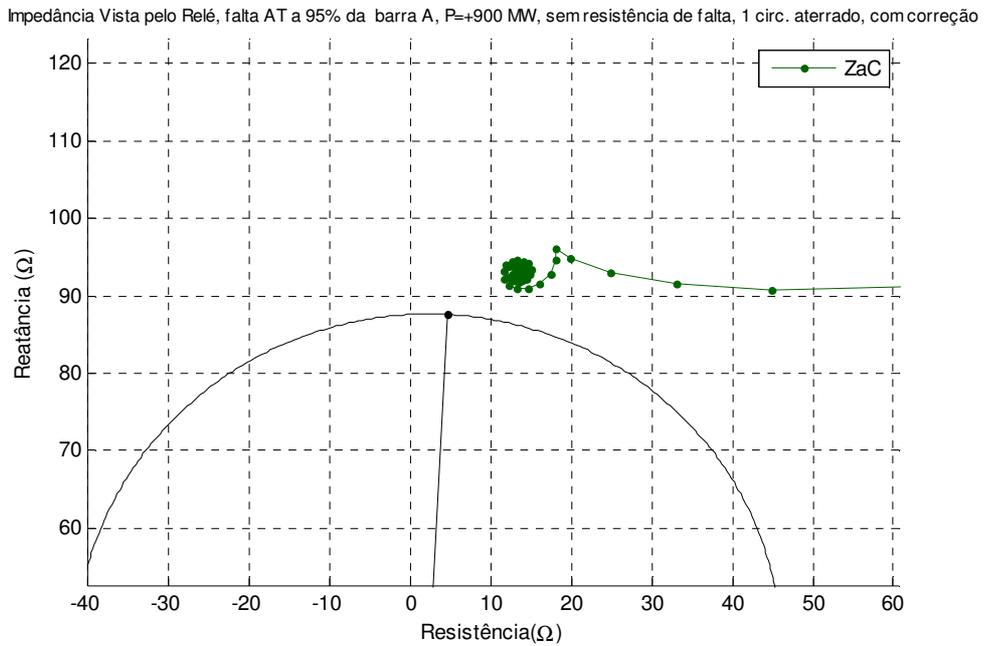


Figura 5.69 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica com carregamento igual a 900MW, com um circuito aterrado, com fator de correção.

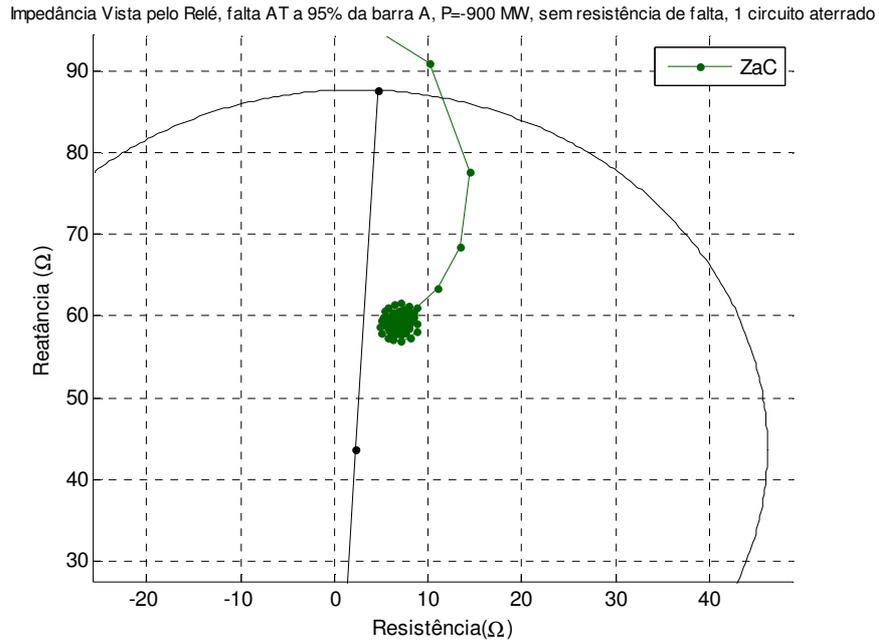


Figura 5.70 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica com carregamento igual a -900MW, com um circuito aterrado, sem fator de correção.

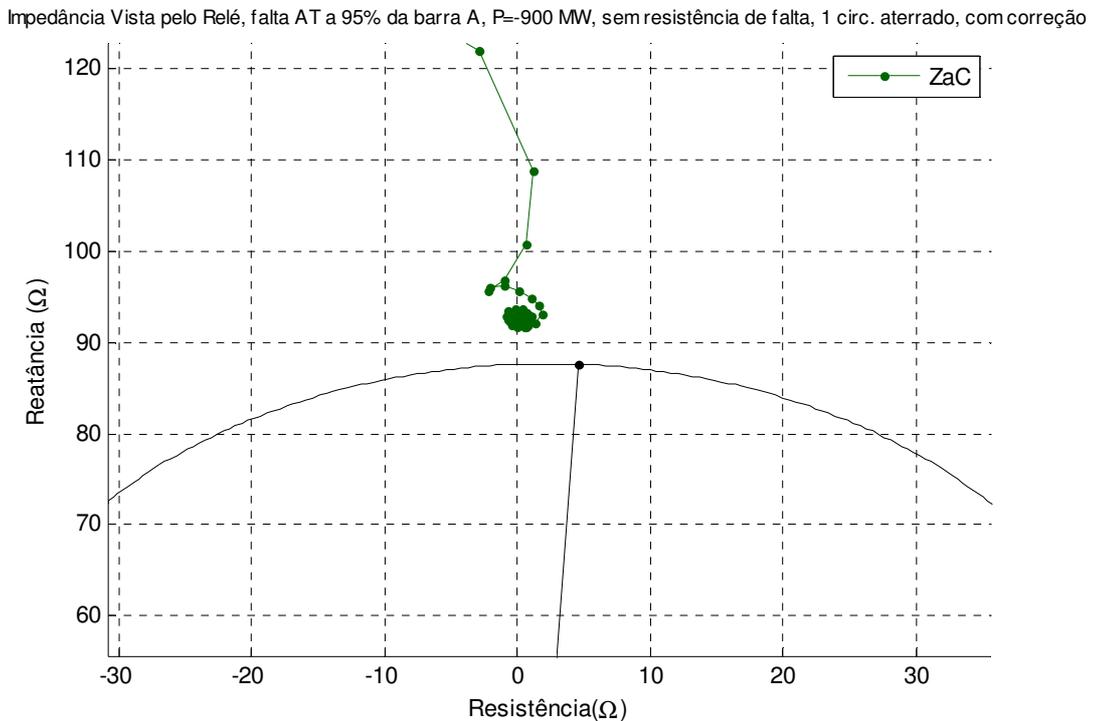


Figura 5.71 – Impedância vista pelo relé de terra A, para falta monofásica com carregamento igual a -900MW, com um circuito aterrado, com fator de correção.

5.2.3 APRESENTAÇÃO DA APLICAÇÃO DE FALTAS BIFÁSICAS E TRIFÁSICAS

Neste item serão apresentados os resultados obtidos ao se aplicar faltas fase-fase-terra e trifásicas ao longo da linha entre os barramentos A e B, para os modos de operação com os dois circuitos em operação e com um circuito aterrado em ambos os terminais entre os barramentos A e B. Todas as faltas foram aplicadas considerando-se carregamento nulo na linha.

As Figuras 5.62 a 5.71 indicam a atuação correta do relé de fase BC, bem como a indicação correta da localização da falta, indicada pela seta bc.

Impedâncias Vistas pelo Relé, falta BCT na barra A após o TC, P=0 MW, 2 circuitos fechados, sem correção

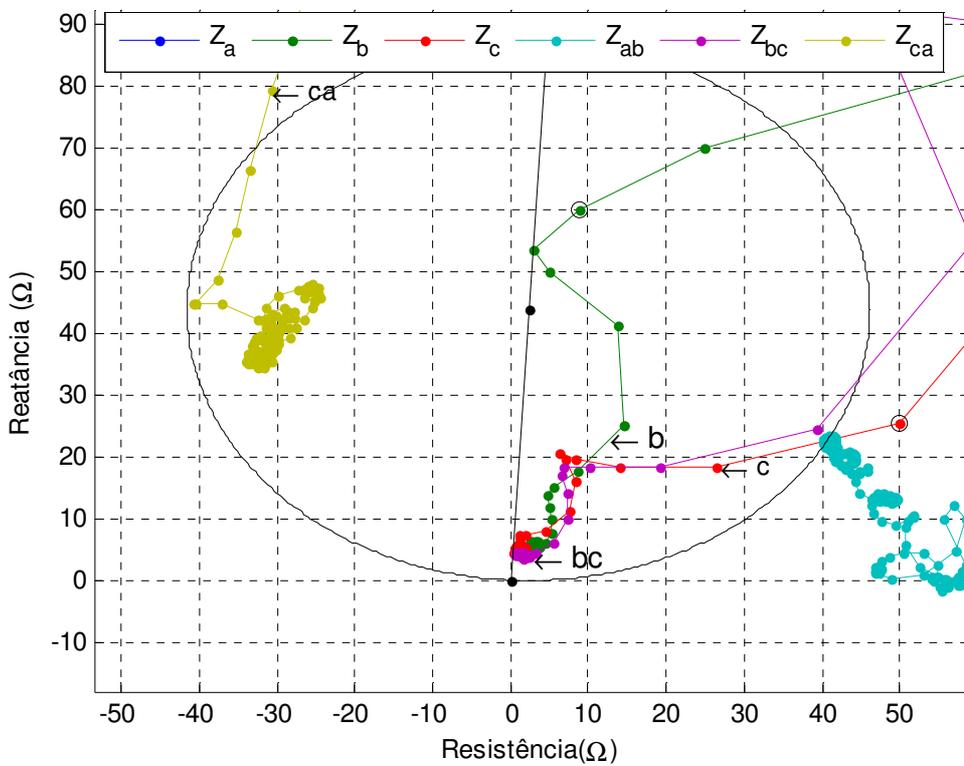


Figura 5.72 – Impedâncias vistas pelos relés de fase e de terra para aplicação de falta bifásica a 5% do barramento A, após o TC.

Impedâncias Vistas pelo Relé, falta BCT na barra A após o TC, P=0 MW, 2 circuitos fechados, sem correção

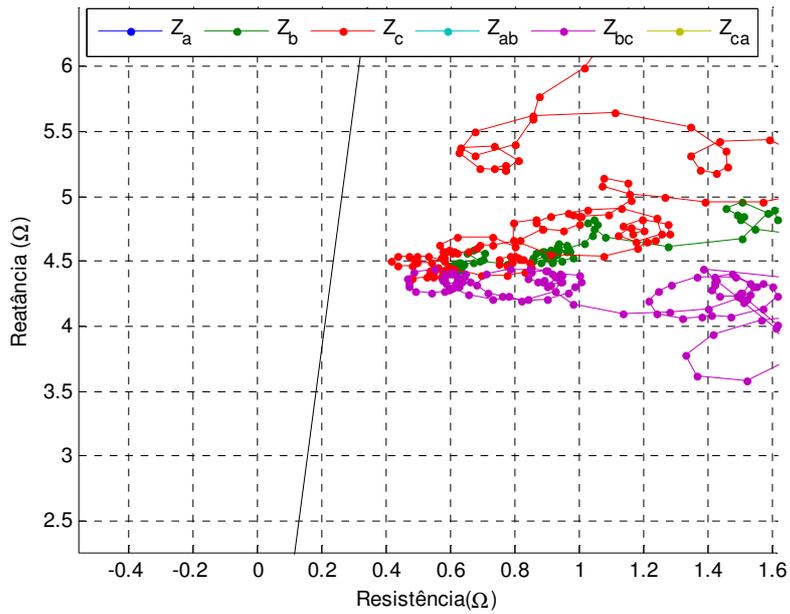


Figura 5.73 – Vista detalhada referente à Figura 5.72 demonstrando que mesmo sem a correção o relé enxerga a falta corretamente.

Impedâncias Vistas pelo Relé, falta BCT no meio da linha, P=0 MW, 2 circuitos fechados, sem correção

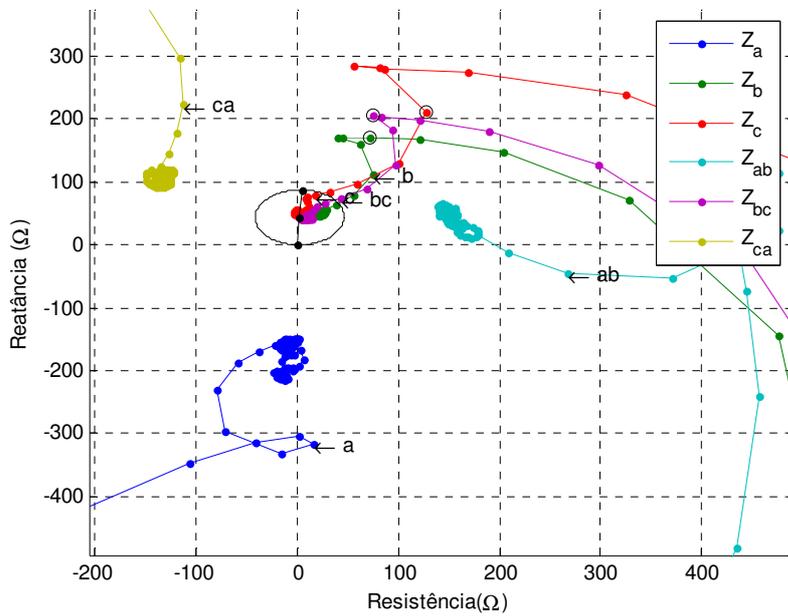


Figura 5.74 – Impedâncias vistas pelos relés de fase e de terra para aplicação de falta bifásica no meio da linha entre os barramentos A e B.

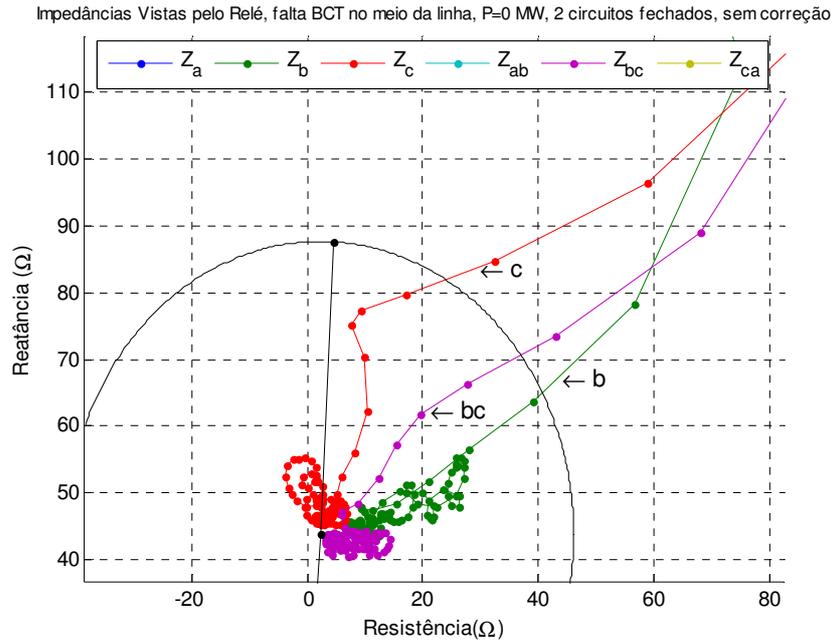


Figura 5.75 – Vista detalhada referente à Figura 5.74 demonstrando que mesmo sem a correção o relé de fase BC enxerga a falta corretamente.

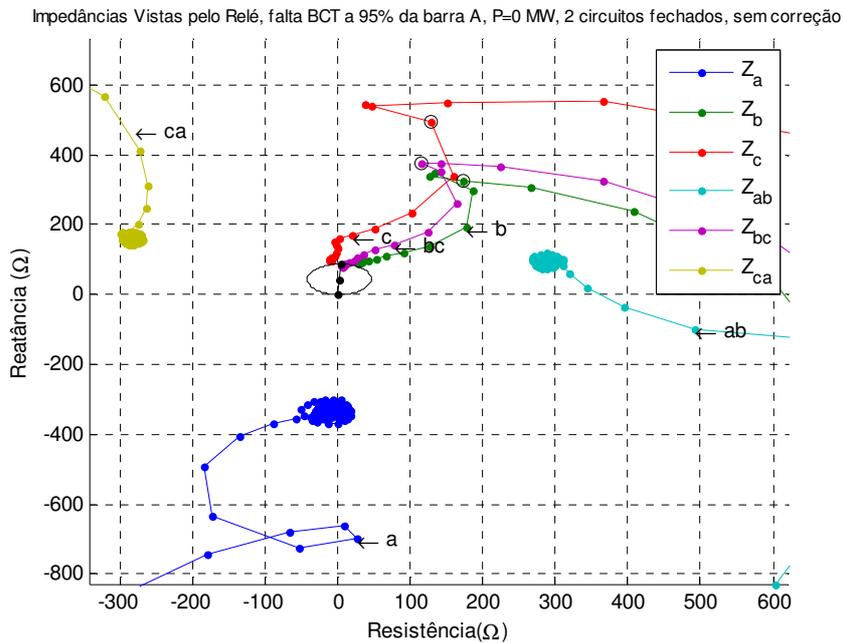


Figura 5.76 – Impedâncias vistas pelos relés de fase e de terra para aplicação de falta bifásica a 95% do barramento A.

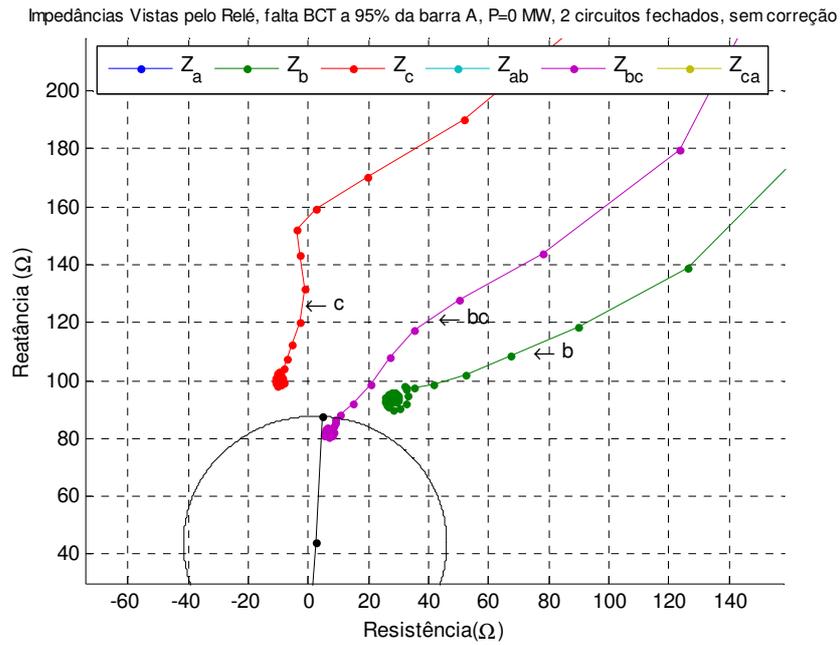


Figura 5.77 – Vista detalhada referente à Figura 5.76 demonstrando que mesmo sem a correção o relé de fase BC enxerga a falta corretamente.

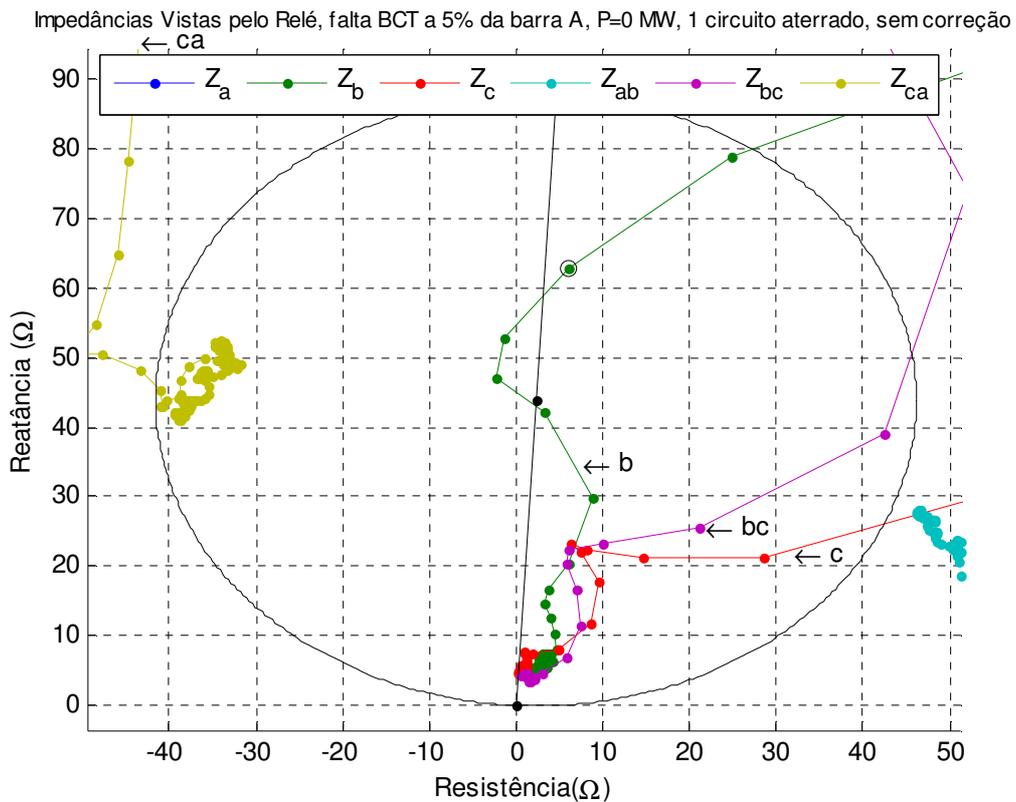


Figura 5.78 – Impedâncias vistas pelos relés de fase e de terra para aplicação de falta bifásica a 5% do barramento A, com um circuito aterrado em ambos os terminais.

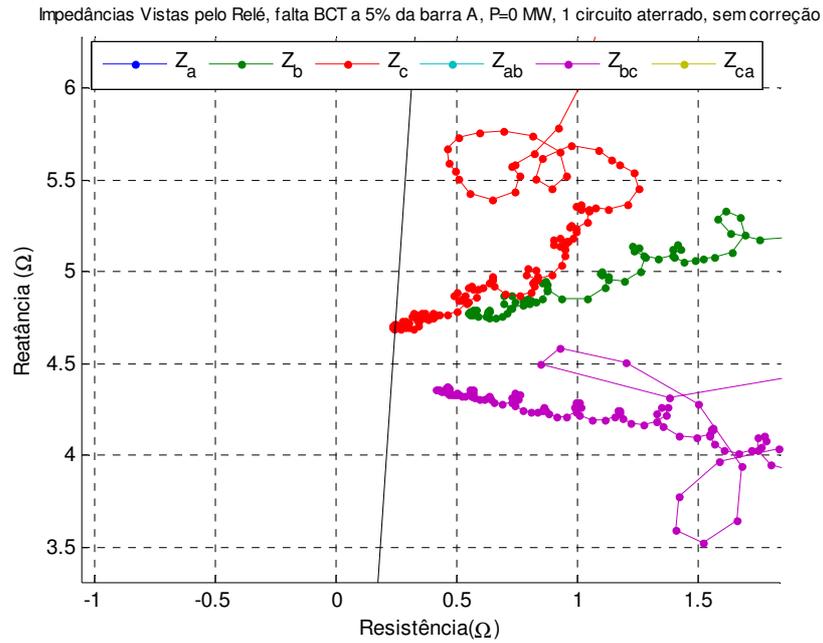


Figura 5.79 – Vista detalhada referente à Figura 5.78 demonstrando que mesmo sem a correção o relé de fase BC enxerga a falta corretamente.

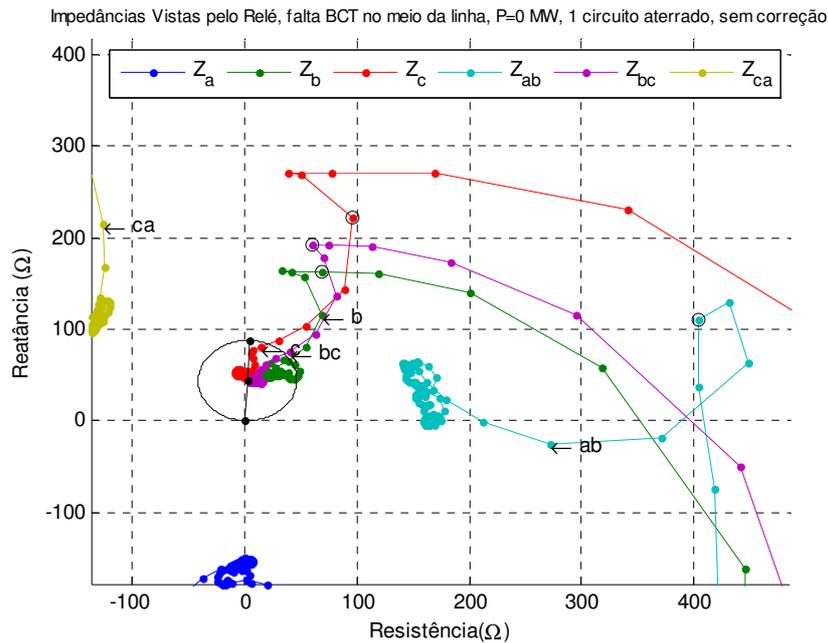


Figura 5.80 – Impedâncias vistas pelos relés de fase e de terra para aplicação de falta bifásica no meio da linha entre os barramentos A e B, com um circuito aterrado em ambos os terminais.

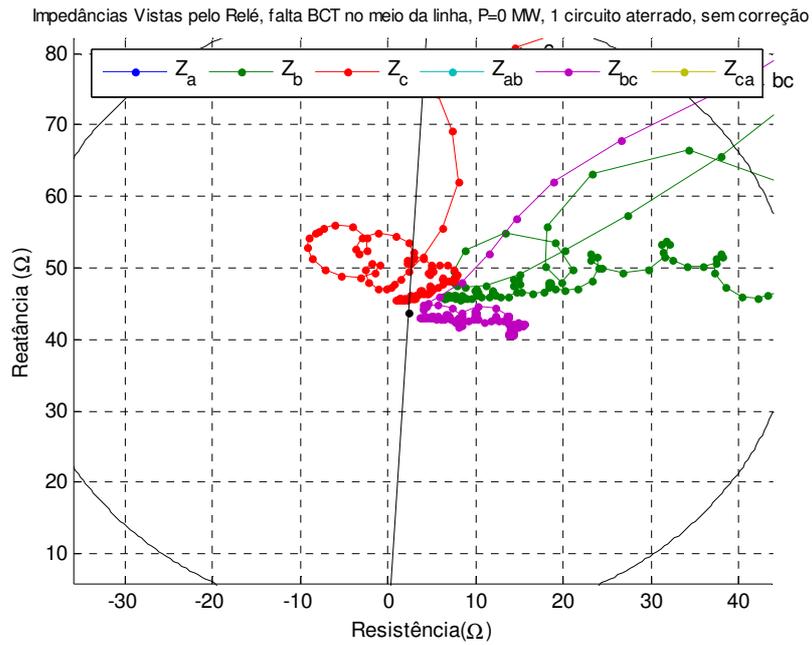


Figura 5.81 – Vista detalhada referente à Figura 5.80 demonstrando que mesmo sem a correção o relé de fase BC enxerga a falta corretamente.

As Figuras 5.82 a 5.85 indicam a atuação correta dos relés de fase AB, BC e CA, bem como a indicação correta da localização da falta. Para estes relés, não há necessidade de correção, já que suas formas de polarização já eliminam qualquer efeito associado à seqüência zero.

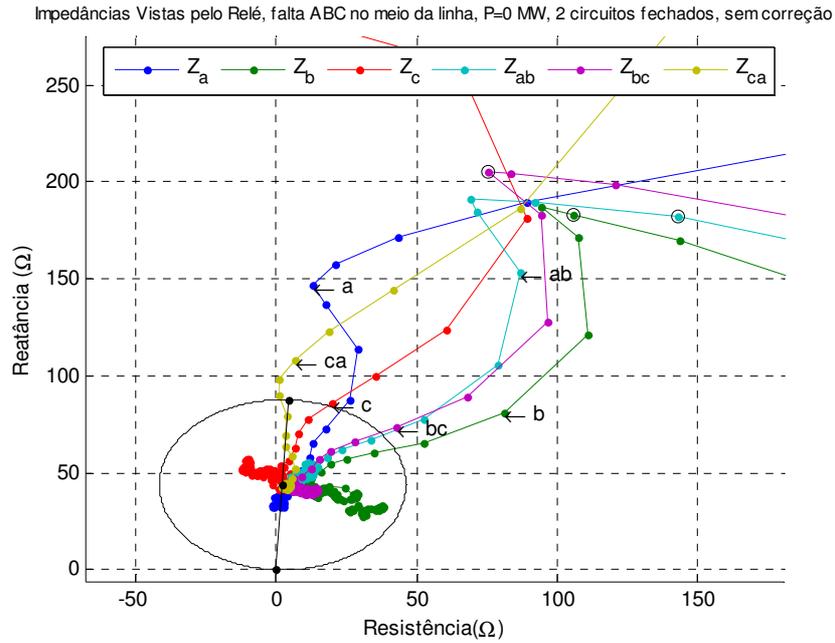


Figura 5.82 – Impedâncias vistas pelos relés de fase e de terra para aplicação de falta trifásica no meio da linha entre os barramentos A e B, com os dois circuitos em operação.

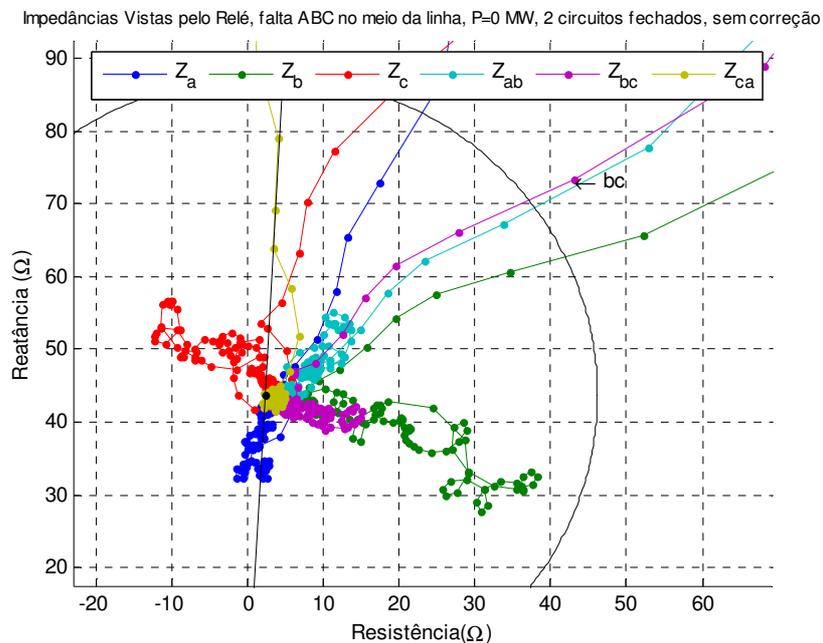


Figura 5.83 – Vista detalhada referente à Figura 5.82 demonstrando que mesmo sem a correção o relé de fase ABC enxerga a falta corretamente.

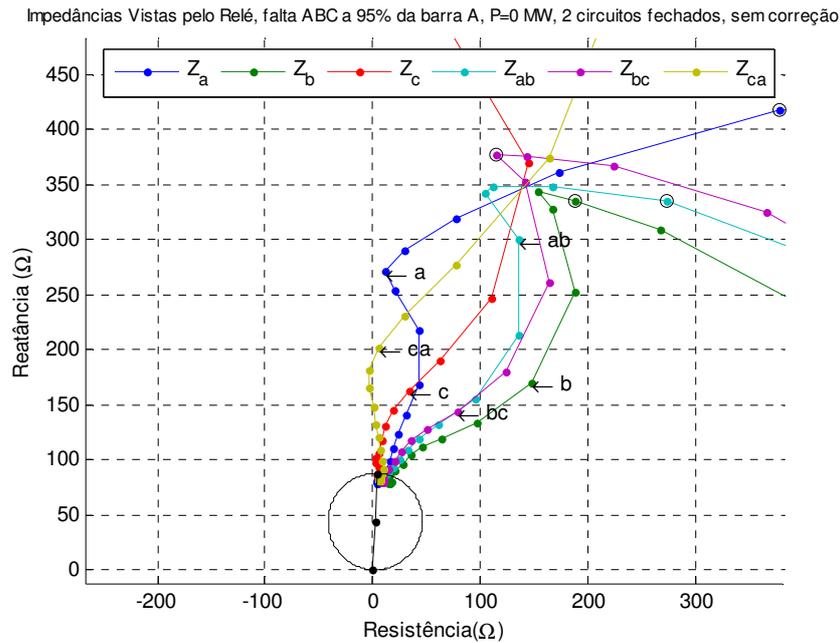


Figura 5.84 – Impedâncias vistas pelos relés de fase e de terra para aplicação de falta trifásica a 95% do barramento A, com os dois circuitos em operação.

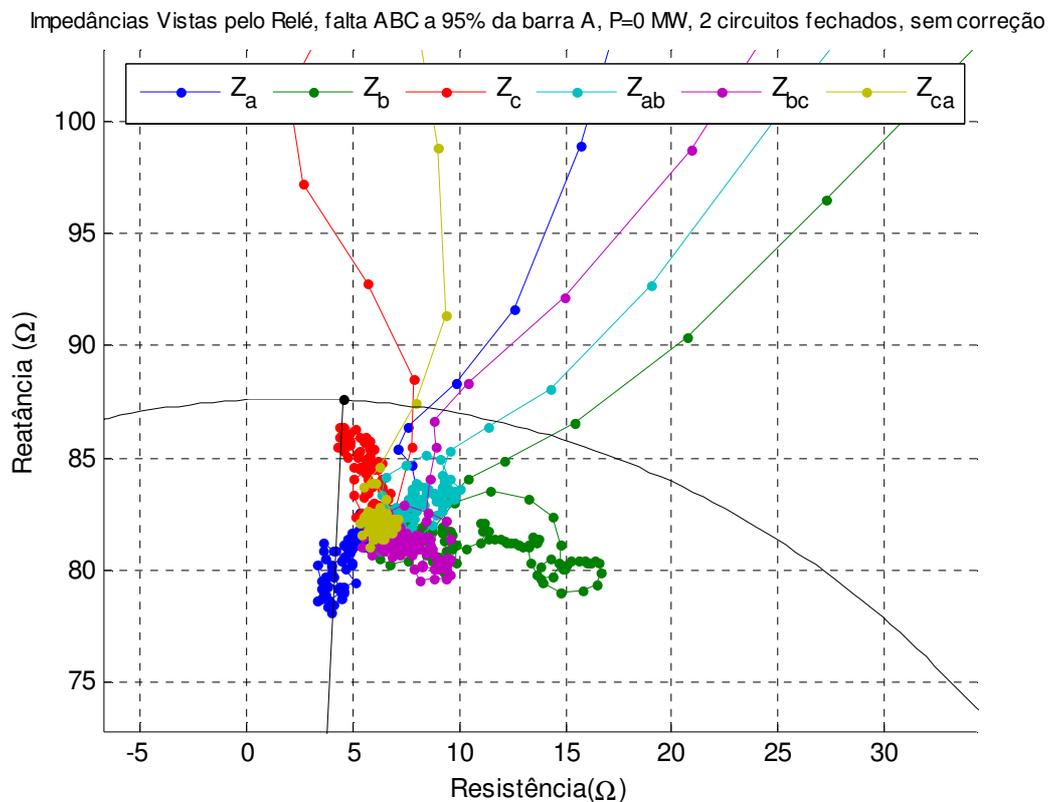


Figura 5.85 – Vista detalhada referente à Figura 5.84 demonstrando que mesmo sem a correção o relé de fase ABC enxerga a falta corretamente.

5.3 TENSÕES E CORRENTES PARA OS DOIS MODOS DE OPERAÇÃO DA LINHA DE TRANSMISSÃO EM CIRCUITO DUPLO

Nas Figuras 5.86 a 5.91 podemos visualizar as curvas indicativas das variáveis de maior interesse, quais sejam, as tensões e correntes primárias, na entrada do TC e do TP da fase A referidas ao secundário, bem como os mesmos sinais após o processamento analógico dos filtros de Butterworth. A inspeção das saídas dos filtros dos canais de tensão e corrente indicam grandezas praticamente livres dos harmônicos de alta frequência e o mesmo atraso de fase em relação às grandezas de entrada. O mesmo atraso de fase indica que não haverá qualquer efeito danoso sobre o cálculo das partes resistiva e reativa das impedâncias de falta no plano R – X. As Figuras 5.76 a 5.78 se referem à condição de operação com os dois circuitos em operação normal antes da falta. As Figuras 5.79 a 5.81 se referem à condição de operação pré-falta com o segundo circuito aterrado em ambos os terminais.

São considerados, como em todo este capítulo, curtos nos pontos 5%, 50% e 95% da extensão da linha.

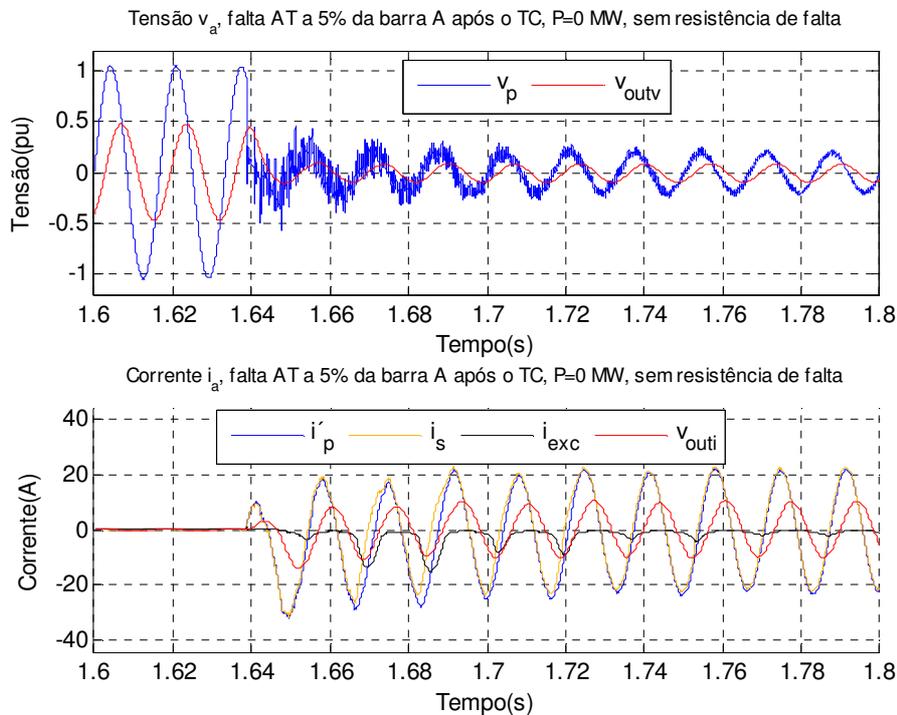


Figura 5.86 – Tensão e corrente da fase A, sob falta a 5% do barramento A, após o TC, com os dois circuitos em operação.

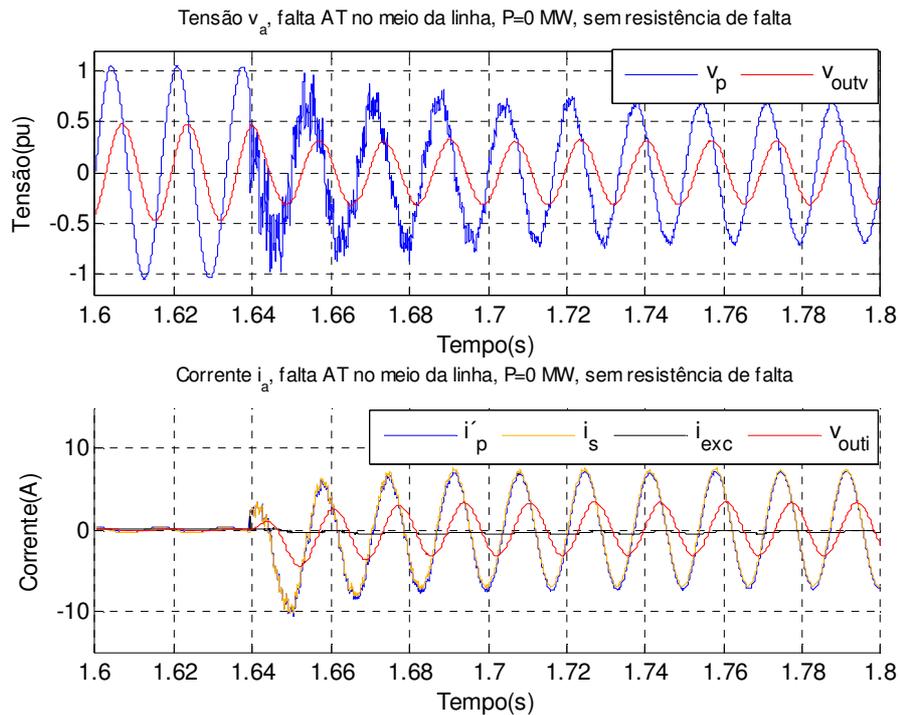


Figura 5.87 – Tensão e corrente da fase A, sob falta aplicada no meio da linha, com os dois circuitos em operação.

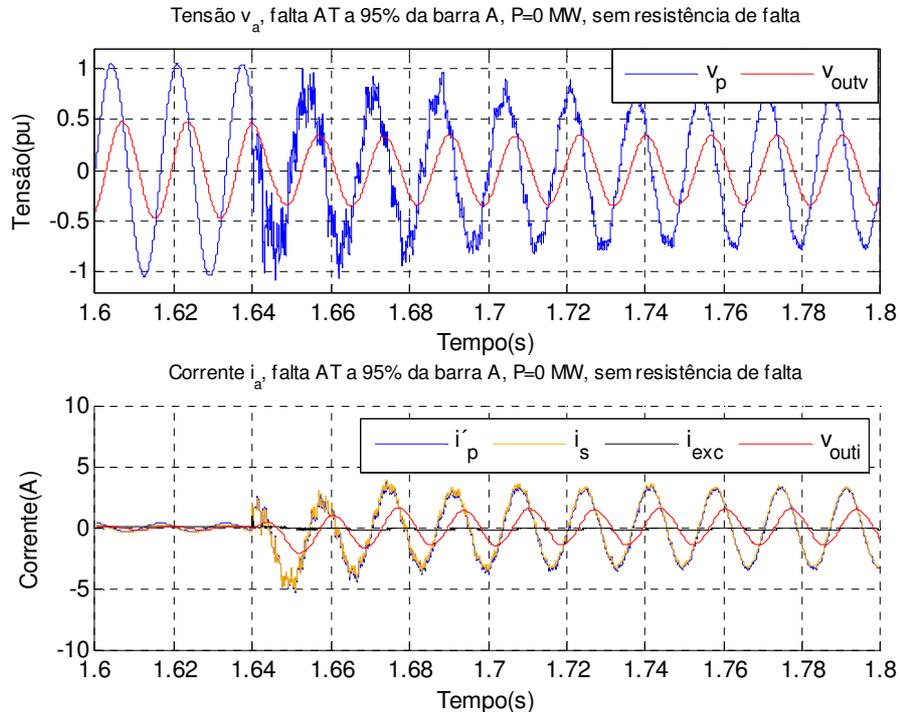


Figura 5.88 – Tensão e corrente da fase A, sob falta a 95% do barramento A, com os dois circuitos em operação.

Seguem os gráficos de tensões e correntes para os dois circuitos em operação.

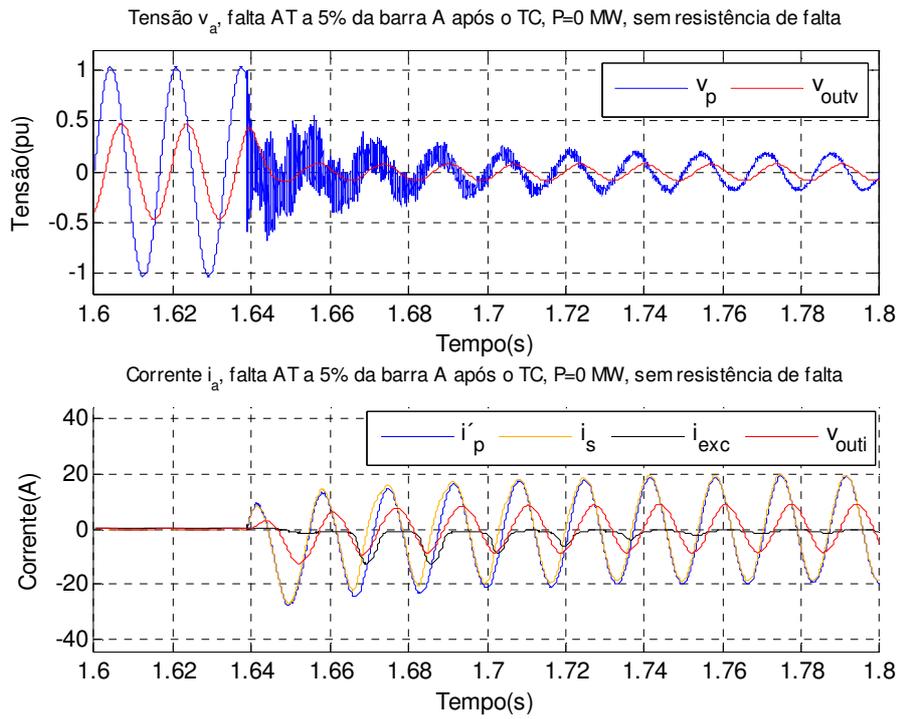


Figura 5.89 – Tensão e corrente da fase A, sob falta a 5% do barramento A, após o TC, com um circuito aterrado em ambos os terminais.

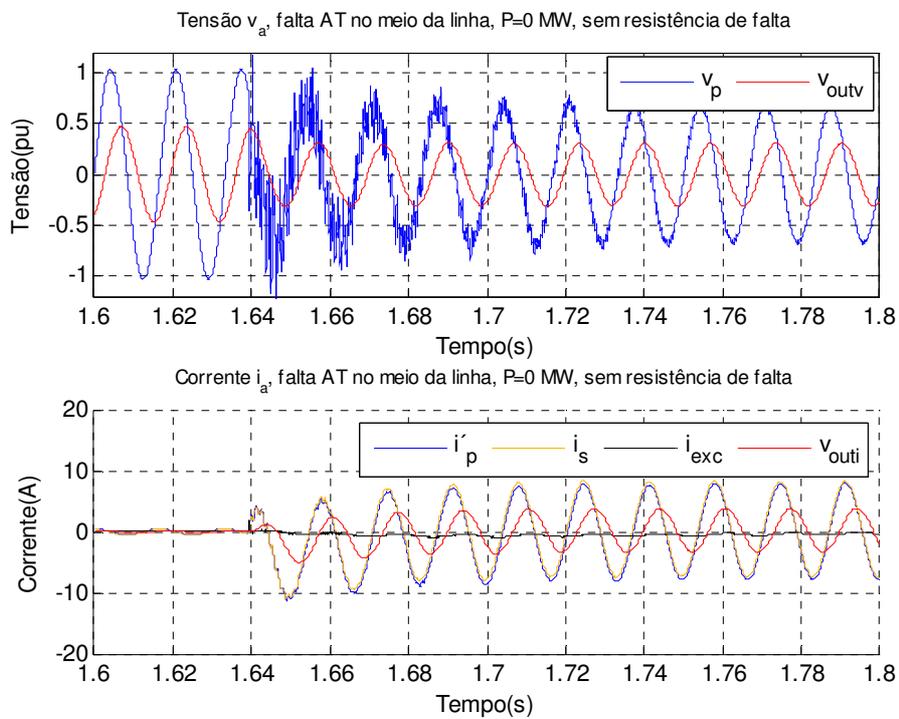


Figura 5.90 – Tensão e corrente da fase A, sob falta no meio da linha, com um circuito aterrado em ambos os terminais.

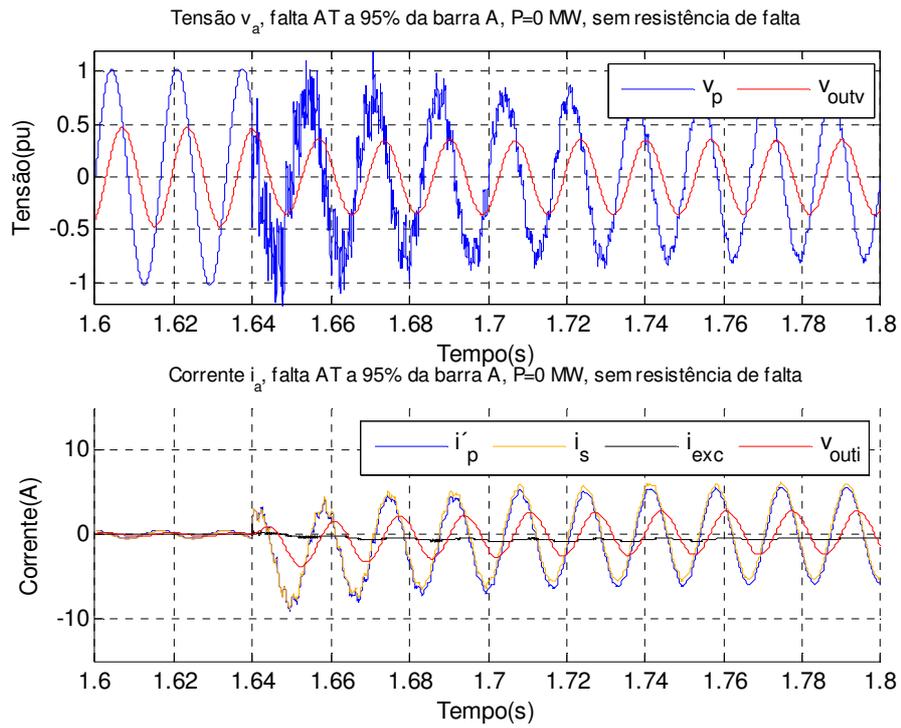


Figura 5.91 – Tensão e corrente da fase A, sob falta a 95% do barramento A, com um circuito aterrado em ambos os terminais.

6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Apresentamos, a seguir, as conclusões da presente dissertação de mestrado.

O trabalho procurou mostrar, a partir da simulação da visualização da impedância vista por um dos relés de terra (fase A), o possível desempenho da proteção de distância frente a curtos monofásicos, o tipo mais relevante para indicação de má operação associada ao efeito de indução mútua de seqüência zero devido à presença de circuitos paralelos na transmissão de potência.

Foram simulados diversos casos de curtos-circuitos monofásicos, para verificação de possível sub-alcance e sobre-alcance associados ao diferente posicionamento das faltas no circuito ao longo do sistema de transmissão, explorando-se as duas configurações operativas do outro circuito, considerado sem falta.

Em uma das configurações analisadas, o segundo circuito foi considerado em operação normal paralela. Na outra configuração, o segundo circuito foi considerado aterrado, em situação associada aos períodos de realização de manutenção.

As demais configurações possíveis para o segundo circuito não foram analisadas, em face de seus pequenos efeitos de indução sobre a linha em operação.

Concluiu-se, para a configuração sistêmica e condições de transferência de potência fixadas no trabalho, da necessidade de utilização da proteção com a correção dos efeitos de sobre-alcance e sub-alcance observadas nas simulações.

Dado que as conclusões não podem ser consideradas como de caráter geral, a recomendação é para a utilização de ferramental computacional similar para a análise do problema apresentado no trabalho quando outras configurações sistêmicas forem especificadas.

Espera-se que os resultados aqui apresentados possam servir de contribuição para o reconhecimento da importância do tema escolhido nesta dissertação.

Como proposta para outros trabalhos, podemos sugerir a análise de desempenho da proteção de distância associada aos relés de terra frente a outras possíveis formas de polarização, a análise de desempenho da proteção de distância quando considerando linhas com circuitos paralelos dotados de compensação série.

BIBLIOGRAFIA

- [1] Peterson, J.N., Wall, R.W., *Interactive Relay Controlled Power System Modeling*, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 6, n° 1, pp. 96 – 101, January 1991.
- [2] 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, n° 434, IEEE, pp. 239 – 242, March 1997.
- [3] 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, n° 1, pp. 9 – 15, February 2000.
- [4] 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, pp. 102-109, January 1988.
- [5] Youssef, O.A.S., *A Fundamental Digital Approach to Impedance Relays*, IEEE Trans. on Power Delivery, Vol. 7, n° 4, pp. 1861 – 1870, October 1992.
- [6] 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, n° 1, pp. 457 – 462, February 1996.
- [7] Stringer, N.T., *The Effect of DC Offset on Current Operated Relays*, Conference Record of 1997 Industrial and Commercial Power Systems Technical Conference, pp. 154-159, May 1997.
- [8] Eissa, M. M., Malik, O. P., *Laboratory Investigation of a Distance-Protection Technique for Double Circuit Lines*, IEEE Transactions On Power Delivery, Vol. 19, n° 4, pp. 1629 – 1635, October 2004.
- [9] Holbach J., Steynberg G., *Loop selective direction Measurement for Distance Protection*, 0-7803-8896-8/05 © IEEE, pp.245 – 249, 2005.
- [10] Jongepier, A. G., van der Sluis, L., *Adaptive Distance Protection of a Double-Circuit Line*, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 9, n° 3, pp. 1289 – 1297, July 1994.
- [11] Skok, S., Tesnjak, S., Vrkic, N., *Double-Circuit Line Adaptive Protection Considering Different Operation and Switching Modes*, 0-7803-8718-X/04 © IEEE, pp. 1 – 5, 2004.

BIBLIOGRAFIA

- [12] Kizilcay, M., La Seta, P., Menniti, D., Igel, M., *A New Fault Location Approach for Overhead HV Lines With Line Equations*, IEEE Bologna PowerTech Conference, Bologna, Italy, June 2004.
- [13] Hu, Y., Novosel, D., Saha, M. M., Leitloff, V., *An Adaptive Scheme for Parallel-Line Distance Protection*, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 17, n°. 1, pp.105 – 110, January 2002.
- [14] Oliveira, J. J., *Proteção de Distância em Linhas de Transmissão com Compensação Série*, Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ, Julho/ 2005.

APÊNDICE A

Dados do Sistema de Transmissão Analisado

A . 1 Dados do Sistema de Transmissão em Circuito Duplo

- Fonte F_1 à esquerda do transformador ligado ao barramento A:

13.8kV, 6000MVA, X / R = 15

- Fonte F_2 à direita do barramento C:

500kV, 4000MVA , X / R = 15

- Transformador entre a fonte F_1 e o barramento A:

3 x 400 MVA, X = 8,0 %

Primário: 13,8kV, em delta.

Secundário: 500 kV, em estrela aterrado.

- Reatores de linha nos trechos AB e BC:

No trecho AB: 150 MVAR do lado A e 80 MVAR do lado B

No trecho BC: 150 MVAR do lado B.

- Linha de transmissão, em dois circuitos (circuito duplo), cada circuito com as seguintes características:

500 kV, dois trechos AB e BC, com 250 km cada.

6 bundles com 3 condutores ACSR + 2 cabos pára-raios.

Frequência: 60Hz

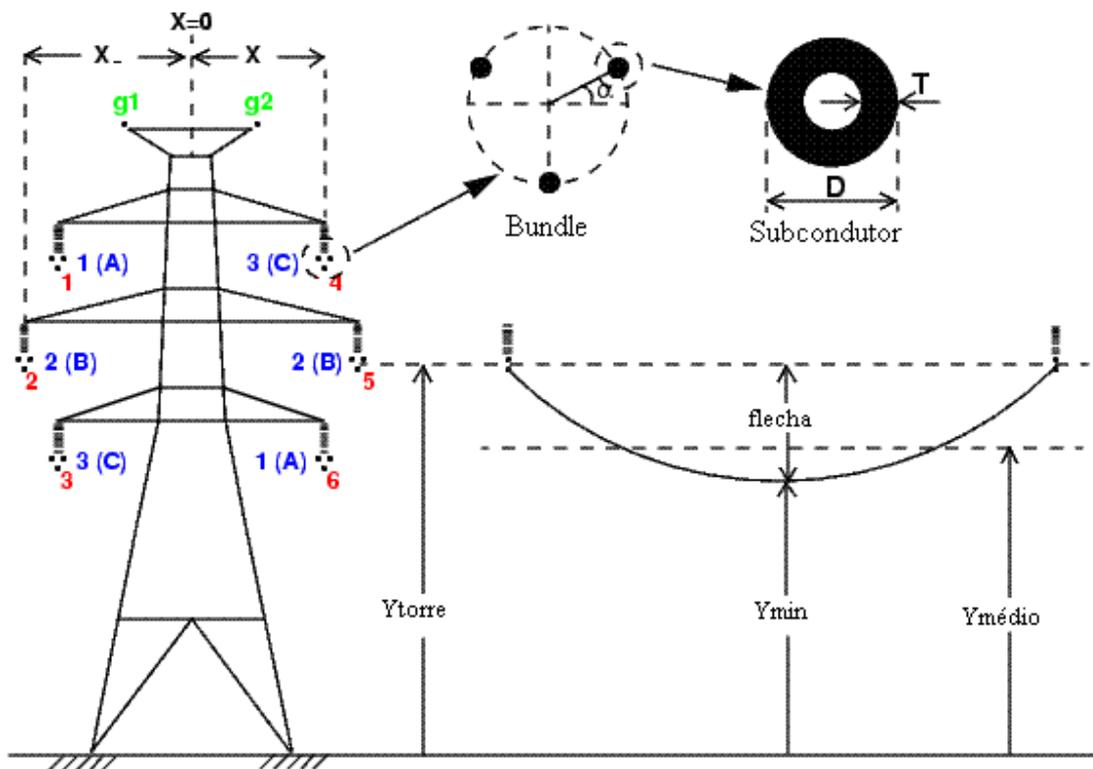
APÊNDICE A

Geometria da linha:

Condutor (bundle)	Número de fases	X (m)	Ytorre (m)	Ymin (m)	Tipo de Condutor
1	1	-8.500	46.400	34.600	1
2	2	-14.400	35.200	23.400	1
3	3	-8.500	24.000	12.200	1
4	6	8.500	46.400	34.600	1
5	5	14.400	35.200	23.400	1
6	4	8.500	24.000	12.200	1
7	0	-11.600	58.200	46.400	2
8	0	11.600	58.200	46.400	2

Características dos condutores e “bundle” (feixe):

Tipo de Condutor	Diâm. externo (cm)	Razão T/D	Condutor GMR (cm)	Resistência condutor DC (Ω/km)	Permeab. relativa	Nº de condut.	Diâm. Bundle (cm)	Ângulo do condutor (graus)
1	3.129	0.375	1.256	0.052	1	3	57.735	30.00
2	0.953	0.500	0.371	4.102	1	1	0.000	0.00



Parâmetros R, L e C da linha de transmissão, em circuito duplo:

Parâmetros de seqüência positiva:

Resistência: 0,018396 Ω /km;

Indutância: $0,92959 \cdot 10^{-3}$ H/km;

Capacitância: $12,571 \cdot 10^{-9}$ F/km.

Parâmetros de seqüência zero:

Resistência: 0,26486 Ω /km;

Indutância: $3,2022 \cdot 10^{-3}$ H/km;

Capacitância: $7,8555 \cdot 10^{-9}$ F/km.

Parâmetros da mútua de seqüência zero:

Resistência: 0,24619 Ω /km;

Indutância: $1,9996 \cdot 10^{-3}$ H/km;

Capacitância: $-2,0444 \cdot 10^{-9}$ F/km.

A . 2 Dados da transdução analógica de corrente

- Especificação do transformador de corrente:

Resistência de dispersão do secundário: 0,32 Ω ;

Resistência total do secundário mais carga: 8,0 Ω ;

Especificação ABNT *B10F10C200* , relação RTC = 1500/5.

- Filtro de Butterworth do canal de corrente:

Filtro de segunda ordem;

Resistências: 300 Ω ;

Indutância: 0,7503 H;

Capacitância 8,336 μ F.

A . 3 Dados da transdução analógica de tensão

- Divisor de potencial capacitivo:

Capacitância superior: $C_1 = 5,210 \text{ nF}$;

Capacitância inferior: $C_2 = 123,05 \text{ nF}$;

Reator de compensação → indutância: $54,86\text{H}$; resistência $541,0 \Omega$.

- Transformador de potencial (parâmetros referidos ao secundário):

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

Enrolamento primário → resistência: $9,490 \text{ m}\Omega$; reatância: $78,563 \text{ m}\Omega$;

Enrolamento secundário → resistência: desprezível; reatância: $376,99 \text{ m}\Omega$;

Resistência de carga $11,02 \Omega$; reatância de carga: desprezível.

- Filtro de Butterworth do canal de tensão:

Filtro de segunda ordem;

Resistências: 300Ω ;

Indutância: $0,7503\text{H}$;

Capacitância: $8,336\mu\text{F}$.

A . 4 Dados da curva de saturação – TC e 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	-----	-----