



UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO
ESCOLA POLITÉCNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA

**COMPORTAMENTO DOS RELÉS DE DISTÂNCIA EM LINHAS DE
TRANSMISSÃO DE CIRCUITO DUPLO**

DIEGO DE SOUZA DE OLIVEIRA

PRISCILLA FERREIRA DOS SANTOS PIMENTA

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

AGOSTO 2009

**COMPORTAMENTO DOS RELÉS DE DISTÂNCIA EM LINHAS DE
TRANSMISSÃO DE CIRCUITO DUPLO**

DIEGO DE SOUZA DE OLIVEIRA

PRISCILLA FERREIRA DOS SANTOS PIMENTA

PROJETO SUBMETIDO AO CORPO DOCENTE DO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA DA ESCOLA POLITÉCNICA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA OBTENÇÃO DO GRAU DE ENGENHEIRO ELETRICISTA

APROVADO POR:

Prof. Sebastião E. M. de Oliveira. D. Sc.
(Orientador)

Prof. Sergio Sami Hazan, Ph.D.

Vanessa Alves dos Santos, M. Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

AGOSTO 2009

AGRADECIMENTOS

Eu, Priscilla Pimenta, agradeço primeiramente a Deus a oportunidade que me foi dada de realizar este grande sonho.

Agradeço a minha mãe, Rosana, e ao meu pai, Oswaldo, por todo amor, dedicação, orientação e sacrifícios, na luta para me oferecer o melhor, a fim de me possibilitar uma formação correta. Sem vocês eu não teria conseguido.

Agradeço ao meu irmão, Victor por todo apoio e compreensão em todos os momentos.

Agradeço a meu namorado, Diego, que sempre esteve ao meu lado nesta caminhada me dando todo seu apoio, incentivo, ajuda, compreensão e carinho.

Agradeço a todos os meus parentes e amigos que de alguma forma me ajudaram e torceram por mim nesta caminhada.

Muito Obrigada!

Eu, Diego Oliveira, agradeço a Deus pela saúde e pela oportunidade de realizar este sonho.

Agradeço a minha mãe, Jailma, e ao meu pai, Antonio pelo incentivo, dedicação e confiança depositada para vencer mais essa luta.

Agradeço a todos os familiares o apoio dado e especialmente aos meus tios, Elisabeth e Valdinei pela grande contribuição dada nessa caminhada.

Agradeço à minha namorada e grande amiga, Priscilla, que esteve ao meu lado em todos os momentos.

Muito Obrigado!

Gostaríamos de agradecer a Vanessa. Muito obrigado pela grande ajuda e atenção que nos prestou, para o desenvolvimento deste Projeto de Fim de Curso.

Agradecemos ao Professor Sebastião por toda a atenção, colaboração e orientação durante a realização deste Projeto.

A todos os professores, técnicos, funcionários e amigos do Departamento o nosso obrigado pela ajuda e pelos ensinamentos compartilhados.

A todos, nosso Muito Obrigado!

RESUMO

Este trabalho tem seu foco direcionado a análise do comportamento da proteção de distância aplicada à linhas de transmissão em circuito duplo, através de sinais locais disponíveis. Com a finalidade de analisar o efeito do circuito sob falta sobre a operação da proteção do circuito sem falta, este sendo tratado no desenvolvimento deste trabalho como circuito saudável, foram elaboradas algumas rotinas no ambiente computacional do MATLAB, a fim de observar este comportamento.

Como resultado destas simulações observa-se a evolução da característica de impedância dos dois circuitos vista pelos seus respectivos relés, no plano $R - X$, durante um curto-circuito monofásico em um dos circuitos. A partir destes pode-se observar os efeitos de sobre ou sub-alcance dos relés de distância, que podem resultar em desempenho impróprio do sistema de proteção.

ÍNDICE

CAPÍTULO 1 – INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO 2 – LINHAS DE TRANSMISSÃO	6
2.1 – Introdução	6
2.2 – Indutância de Linhas de Transmissão	7
2.2.1 – Indutância de um Condutor devido ao Fluxo Interno	8
2.2.2 – Indutância de uma linha a dois fios	11
2.2.3 – Indutância de uma Linha de Cabos	14
2.2.4 – Indutância de uma Linha Trifásica com Espaçamento Equilateral	19
2.2.5 – Indutância de uma Linha Trifásica com Espaçamento Assimétrico	20
2.2.6 – Indutância de uma Linha Trifásica em circuitos Paralelos	25
2.3 – Resistência de Linhas de Transmissão	26
2.4 – Impedância de Linhas de Transmissão	28
CAPÍTULO 3 – PARÂMETROS DE SEQUÊNCIA DAS LINHAS DE TRANSMISSÃO	30
3.1 – Componentes Simétricos	30
3.2 – Parâmetros de Sequência de Linhas de Transmissão	34
3.3 – Parâmetros de Sequência de Linhas de Transmissão em Circuito Duplo	35
CAPÍTULO 4 – FALTAS ASSIMÉTRICAS	37
4.1 - Curto-circuito monofásico	38
4.2 - Curto-circuito bifásico	40
4.3 - Curto-circuito bifásico-terra	43
CAPÍTULO 5 – PROTEÇÃO DOS SISTEMAS ELÉTRICOS	46
5.1 – TC e TP	46
5.2 - Relés	53
5.2.1 - Características gerais	53
5.2.2 – Relé de sobrecorrente	55
5.2.3 – Relé direcional	61
5.3 – Proteção de distância	62
CAPÍTULO 6 – MODELAGEM E SIMULAÇÕES	69
6.1 – Modelagem	69
6.1.1 – Transformadores de corrente	70
6.1.2 – Transformadores de potencial e divisor capacitivo	71
6.1.3 – Filtro Butterworth	71
6.1.4 – Algoritmo de proteção Coseno	73
6.1.5 – Ajuste adaptativo do relé de distância	74
6.2 – Simulações	76
6.2.1 – Falta no Início da Linha	76
6.2.2 – Falta no Meio da Linha	91
6.2.3 – Falta no Fim da Linha	103
6.2.4 – Tensões e Correntes	115

6.2.4.1 – Falta no Início da Linha.....	115
6.2.4.2 – Falta no Meio da Linha.....	118
6.2.4.3 – Falta no Fim da Linha.....	122
CAPÍTULO 7 – CONCLUSÃO	126
ANEXO I.....	128
A . 1 Dados do Sistema de Transmissão Analisado	128
A . 2 Dados da Transdução Analógica de Corrente	129
A . 3 Dados da Transdução Analógica de Tensão.....	129
A . 5 Rede de Sequência Zero do Sistema Estudado.....	130
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	131

CAPÍTULO 1 – INTRODUÇÃO

A proteção dos sistemas elétricos de potência é projetada com o objetivo de garantir a continuidade do fornecimento de energia elétrica, de preservar o sistema de danos provenientes de falhas no seu funcionamento e, principalmente, reduzir o risco de acidentes com as pessoas envolvidas na operação e manutenção do mesmo. Portanto, um sistema de proteção visa não somente disponibilizar, à carga, energia elétrica de forma ininterrupta, mas também pode ser interpretado como uma medida de segurança no que diz respeito a perdas financeiras e risco de vida.

Algumas características importantes devem estar presentes nos sistemas de proteção tais como velocidade de atuação, que possibilita que o trecho ou o equipamento defeituoso seja desconectado no menor intervalo de tempo possível, confiabilidade, que representa a capacidade que a proteção deve possuir de permitir que o sistema elétrico opere segura e corretamente contemplando alguns cenários tais como flutuações de carga e faltas em circuito paralelo (mais adiante será visto que, devido às impedâncias mútuas existentes entre os circuitos que operam em paralelo, uma falta em um circuito pode sensibilizar a proteção do outro circuito) e, por fim, a seletividade, que representa a capacidade da proteção discernir e selecionar somente aquelas condições em que ela deve operar evitando assim, desligamento indevido. As vantagens trazidas pela aplicação da proteção tais como a economia proporcionada ao se preservar o sistema elétrico de danos causados pela ocorrência de faltas e a eficiência com que as condições normais de operação são retomadas após a eliminação de uma falta constituem, portanto, algumas das formas de se avaliar o desempenho da atuação do sistema de proteção.

O relé consiste na unidade lógica de um sistema de proteção. É um dispositivo que, conectado ao sistema a ser protegido, é responsável por receber as informações advindas do sistema, interpretá-las e, caso as julgue indesejáveis à operação normal do mesmo, tomar a decisão de abertura dos disjuntores a ele associados a fim de iniciar a operação de retirada da parte faltosa do sistema. Dentre os equipamentos que trabalham em conjunto com o relé podem ser citados os transformadores de corrente e de potencial e os disjuntores. Estes elementos são responsáveis por estabelecer a interface entre o sistema elétrico e o relé já que, este último é um dispositivo sensível impossibilitado de operar sob tensões e correntes normais próprias do sistema de potência.

Com o crescimento contínuo da demanda por energia elétrica devido, entre outros fatores, ao desenvolvimento econômico do país, os sistemas de transmissão de energia estão sendo cada vez mais exigidos resultando na ampliação constante do Sistema Interligado Nacional. Com a expansão de sua capacidade, o Sistema tem assumido configurações cada vez mais complexas em algumas regiões a fim de aumentar a confiabilidade de fornecimento aos consumidores. Com base neste cenário de crescimento da carga e também devido às limitações de caráter geográfico, isto é, a dificuldade de se obter novas áreas para construção de linhas de transmissão, fez-se necessário intensificar a operação com linhas em circuito duplo. A obtenção de novas faixas para construção de linhas de transmissão exige, em muitos casos, desapropriações de áreas habitadas gerando custos com indenizações, manutenção da área construída com a poda seletiva, em caso de área de preservação e, em muitos casos, desgaste judicial junto aos órgãos ligados ao meio ambiente. Com vistas à otimização do fornecimento sem deixar de acompanhar o crescimento da demanda, a utilização de linhas em circuito duplo evita os inconvenientes expostos anteriormente visto que, onde antes seria necessária a construção de duas torres de transmissão, lado a lado, cada uma comportando um único circuito, agora é possível transmitir a mesma potência ocupando uma área menor que a área ocupada pela configuração anterior. Assim, agora com apenas uma torre é possível estender dois circuitos suportados apenas por uma torre de transmissão cuja largura é consideravelmente menor que a distância entre torres da configuração anterior.

É neste contexto que reside um grande problema da operação de linhas de transmissão em circuito duplo: o efeito do acoplamento mútuo entre os dois circuitos que compõem a linha. Como será visto posteriormente, tal efeito pode comprometer o bom funcionamento dos sistemas de proteção de distância individuais de cada circuito - com ajuste para operar em circuito simples - quando estes são postos a operar em linhas de transmissão de circuito duplo. Portanto, com o objetivo de contornar os problemas ocasionados pelo acoplamento mútuo, tornam-se necessários alguns ajustes na proteção de distância. Tais ajustes evitam que o relé atue incorretamente sob as condições previstas de operação.

Para o sistema elétrico de potência em questão os elementos da proteção devem operar de forma coordenada, de modo que uma anormalidade no sistema seja isolada sem que o restante do sistema seja afetado. Essa operação seletiva entre os diversos elementos deve garantir que a parte defeituosa seja desconectada no tempo mais próximo possível do instante da falta.

Este trabalho tem seu foco direcionado a análise do comportamento da proteção de distância aplicada à linhas de transmissão em circuito duplo, através de sinais locais disponíveis.

Com a finalidade de analisar o efeito do circuito sob falta sobre a operação da proteção do circuito sem falta, este sendo tratado no desenvolvimento deste trabalho como circuito saudável, algumas rotinas adicionais foram incluídas no ambiente computacional do MATLAB, estendendo o escopo e resultados do trabalho indicado na referência [1]. Nestas rotinas, a partir da modelagem disponibilizada para representação e cálculo das correntes de fase no sistema de transmissão, foi determinada a corrente de sequência zero associada ao circuito sob falta. Esta corrente foi então incorporada como entrada adicional do sistema de proteção do circuito saudável. No trabalho indicado pela referência [1], o foco foi colocado apenas na visualização da resposta do sistema de proteção do circuito sob falta.

A partir da disponibilização da modelagem do sistema elétrico de potência e do sistema de proteção, foram feitas diversas simulações para caracterização da impedância vista pelo relé no plano R-X, considerando o efeito da corrente de sequência zero do circuito paralelo que sofre a falta. Com base no resultado destas simulações, são discutidas as principais dificuldades que se apresentam para correta atuação dos relés no contexto de proteção de linhas paralelas e indicada solução para evitar o efeito de sub e sobrealcançe elevados.

Destacam-se como principais objetivos deste trabalho a aplicação da proteção de distância à transmissão em circuito duplo e a discussão dos fatores que afetam o desempenho da proteção de um dos circuitos quando o outro está sob falta, enfatizando o efeito da indutância mútua existente entre eles.

O Capítulo 6 apresenta informações sobre a modelagem do sistema analisado e mostra em detalhes os modelos que foram adotados para o sistema de potência trifásico equilibrado, em coordenadas de fase, composto por dois circuitos duplos interligados, com equivalentes de curto circuito nos terminais. A representação do sistemas de potência foi feita em Matlab a partir de rotinas específicas para a modelagem de cada um dos elementos.

O trabalho foi desenvolvido a partir de programa contendo representação analógica para os transformadores de corrente e de potencial, divisores de potencial capacitivo e filtros de Butterworth de segunda ordem, conforme descrito no presente trabalho e, mais detalhadamente, na referência [1]. A simulação dos casos é realizada levando em consideração um curto-circuito monofásico na fase A do circuito G, paralelo ao circuito saudável H cujo comportamento da

proteção está sendo estudado, e as indutâncias mútuas entre eles. Tal acoplamento entre os circuitos paralelos devidos às indutâncias mútuas é considerado a partir da representação conjunta e simulação simultânea do desempenho do sistema de potência e sistema de proteção.

Ao longo de todo o texto os circuitos serão referidos como circuito G – que corresponde ao circuito sob falta – e o circuito H, correspondente ao circuito saudável.

Para atingir o objetivo principal, foi necessária a divisão do trabalho em capítulos de acordo com os assuntos a serem abordados. Abaixo é feita uma pequena introdução dos capítulos presentes no trabalho.

No capítulo 2 é apresentado um resumo teórico sobre a determinação dos parâmetros das linhas de transmissão, desde as configurações mais simples, como por exemplo, uma linha monofásica a dois fios, a configurações mais complexas como circuitos trifásicos paralelos, como o sistema a ser estudado no presente trabalho. Para a elaboração deste capítulo foram utilizadas as informações contidas em [4], [12] e [13].

No capítulo 3 é realizada uma pequena revisão sobre a determinação dos parâmetros de sequência dos circuitos trifásicos. Este capítulo começa com uma breve teoria sobre componentes simétricos e depois estes conceitos são aplicados na avaliação dos elementos das matrizes de impedância de linhas de transmissão de circuitos trifásicos simples e duplos. Para a elaboração deste capítulo foram utilizadas as informações contidas em [4], [5], [7] e [12].

No capítulo 4 é realizada uma análise dos curto-circuitos assimétricos normalmente desenvolvidos nos sistemas elétricos. Os tipos de curtos-circuitos analisados são os bifásicos, bifásicos-terra e monofásicos, incluindo descrição da montagem dos circuitos de sequência para cada caso. Para a elaboração deste capítulo foram utilizadas as informações contidas em [4], [5], [6], [7] e [11].

Todas as informações relacionadas aos estudos da proteção estão contidas no capítulo 5. O capítulo começa com uma breve descrição sobre a necessidade de um sistema de proteção para o sistema elétrico. São apresentados os equipamento responsáveis pela transdução do sinal dos sistemas de potência para os equipamentos de proteção, os TCs e TPs, e alguns tipos de relés como o de sobrecorrente, o direcional e o de distância, este último objeto do estudo deste trabalho. Para a elaboração deste capítulo foram utilizadas as informações contidas em [8], [9] e [10].

O capítulo 6 é o foco do trabalho, pois como já mencionado anteriormente, apresenta a modelagem do sistema de potência a ser estudado e, em seguida, apresenta e discute os resultados obtidos na simulação dos casos estudados. Para a elaboração deste capítulo foram utilizadas as informações contidas em [1], [2] e [3].

CAPÍTULO 2 – LINHAS DE TRANSMISSÃO

2.1 – Introdução

A linha de transmissão é parte constituinte dos sistemas elétricos de potência que são compostos também pelas estações geradoras e pelos sistemas de distribuição. A linha de transmissão, que é o único meio viável de transportar a energia sob a forma de eletricidade, é responsável por conectar as estações geradoras aos sistemas de distribuição.

A primeira linha de transmissão em corrente alternada foi posta em funcionamento nos Estados Unidos em 1890 transportando energia elétrica gerada em uma usina hidroelétrica desde Willamette Falls até Portland, Oregon, percorrendo uma distância de 20 km [12]. Esta e as outras linhas de transmissão que se seguiram eram monofásicas e destinadas somente a iluminação.

Por volta de 1888, as vantagens dos motores polifásicos tornaram-se evidentes a partir de trabalho apresentado por Nikola Tesla que descrevia os motores de indução e síncronos bifásicos, de forma que, no ano de 1893, na “Columbian Exposition” de Chicago, foi mostrado ao público um sistema de distribuição bifásico. A partir de então, a transmissão em corrente alternada, principalmente a trifásica, foi substituindo gradualmente os sistemas de transmissão em corrente contínua (C.C) existentes. Em janeiro de 1894 havia nos Estados Unidos cinco usinas geradoras polifásicas, das quais uma era bifásica e as demais trifásicas. Atualmente no Brasil os sistemas de transmissão operam, em sua grande maioria, sob a forma de corrente alternada.

Um dos principais responsáveis pela rápida difusão dos sistemas de distribuição em corrente alternada foi o transformador, que possibilitou a transmissão de energia elétrica em níveis de tensão maiores dos que os de geração ou de utilização pelo consumidor final. Com uma tensão mais elevada, uma dada potência pode ser transmitida com menor corrente, resultando em menores perdas ôhmicas na linha. Outra vantagem da transmissão em corrente alternada é o fato de o gerador em CA ser um dispositivo de aspectos construtivos mais simples que um gerador em C.C.

Uma linha de transmissão de energia elétrica possui quatro parâmetros que influem no seu desempenho em um sistema de potência, a resistência, indutância, capacitância e condutância.

2.2 – Indutância de Linhas de Transmissão

Um circuito elétrico quando é percorrido por uma corrente produz campos elétrico e magnético associados a ele. As formas das linhas de fluxo destes campos podem ser vistas na **Figura 2.1**:

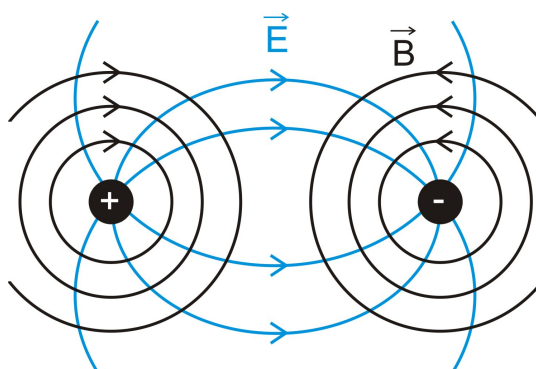


Figura 2.1 – Campo elétrico e campo magnético associados a uma linha de dois fios.

Como pode ser visto acima, as linhas de fluxo elétrico originam-se nas cargas positivas de um condutor e terminam nas cargas negativas do outro. Já as linhas de fluxo magnético são linhas fechadas que envolvem os condutores, concatenadas ao circuito. Quanto maior a corrente que passa pelos condutores, maior é o número de linhas de fluxo magnético concatenadas ao circuito.

Indutância é a propriedade do circuito que relaciona a tensão induzida devido à variação de fluxo com a taxa de variação de corrente.

$$L = \frac{d\tau}{di}$$

Equação 2.2.1 – Fórmula da Indutância.

Onde:

- τ - é o fluxo concatenado;
- i - é a corrente do circuito.

A indutância do condutor de um circuito é igual ao fluxo concatenado com o condutor por unidade de corrente que nele circula. Em uma linha com mais condutores, o fluxo concatenado com o circuito será a soma dos fluxos concatenados com cada condutor.

Caso o fluxo concatenado varie linearmente com a corrente, ou seja, se o circuito possui permeabilidade constante, pode-se reescrever a **Equação 2.2.1**, conforme segue abaixo:

$$L = \frac{\tau}{I}$$

Para o caso de uma corrente alternada senoidal, o fluxo concatenado também será senoidal. Se ψ é o fasor de fluxo concatenado, tem-se:

$$\psi = LI$$

A indutância mútua entre dois circuitos pode ser obtida pela divisão do fluxo concatenado em um circuito pela corrente do outro circuito.

$$M_{12} = \frac{\psi_{12}}{I_2},$$

onde ψ_{12} é o fluxo concatenado produzido no circuito 1 devido a corrente do circuito 2, I_2 é a corrente do circuito 2 e M_{12} é a indutância mútua. A indutância mútua é de grande importância no estudo de linhas de transmissão em circuito duplo.

2.2.1 – Indutância de um Condutor devido ao Fluxo Interno

No interior dos condutores existe campo magnético e a totalização deste fluxo determina a indutância do circuito. O valor correto da indutância devido ao fluxo interno pode ser calculado pela relação entre o fluxo concatenado e a fração da corrente total que produz as linhas de fluxo consideradas.

Admitindo-se a seção transversal de um condutor cilíndrico, de comprimento infinito e distante de quaisquer outros condutores e do solo, para não afetar o campo magnético do condutor considerado, uma corrente I percorrendo este condutor produzirá linhas de fluxo magnético concêntricas ao condutor, conforme a **Figura 2.2**.

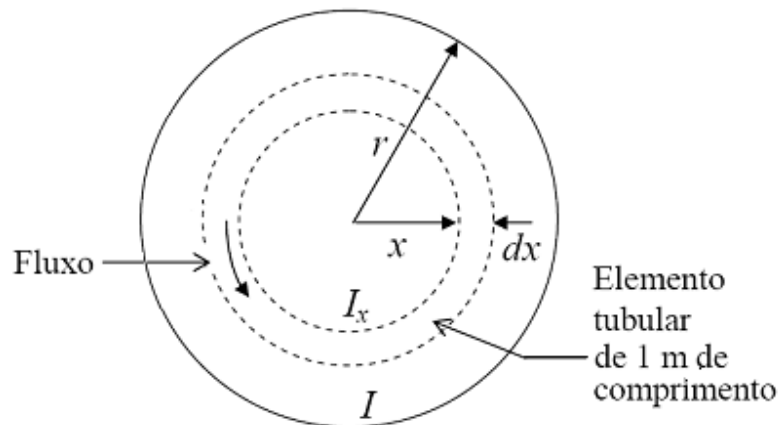


Figura 2.2 – Fluxo no interior de um condutor.

A intensidade do campo magnético H_x ao longo do contorno de raio x é constante e tangente ao círculo. De acordo com a Lei de Ampère, pode-se relacionar o campo H_x com a corrente envolvida I_x , ou seja:

$$\int_0^{2\pi x} H_x dl = I_x \quad \therefore \quad H_x = \frac{I_x}{2\pi x}$$

Equação 2.2.1.1 – Intensidade de campo H_x .

Admitindo-se densidade de corrente uniforme, tem-se:

$$I_x = \frac{\pi \cdot x^2}{\pi \cdot r^2} I = \frac{x^2}{r^2} I$$

Equação 2.2.1.2 – Densidade de corrente I_x .

Substituindo-se a **Equação 2.2.1.2** na **Equação 2.2.1.1**, tem-se:

$$H_x = \frac{x}{2 \cdot \pi \cdot r^2} I$$

Equação 2.2.1.3 – Intensidade de campo.

A densidade de fluxo a x metros do centro do condutor é igual a:

$$B_x = \mu \cdot H_x = \frac{\mu \cdot x}{2 \cdot \pi \cdot r^2} I,$$

Equação 2.2.1.4 – Densidade de fluxo B_x .

onde μ é a permeabilidade do condutor.

O fluxo $d\phi$ em uma área infinitesimal da seção de um elemento tubular é igual ao produto entre a densidade de fluxo, B_x , e a área da seção transversal do elemento, $dA = dx \cdot l$, na qual l é o comprimento do elemento tubular em metro. O fluxo, por metro, é:

$$d\phi = \frac{\mu \cdot x \cdot I}{2 \cdot \pi \cdot r^2} dx$$

Logo o fluxo concatenado interno $d\psi$ será igual ao fluxo $d\phi$ vezes a razão entre a corrente envolvida por ele e a corrente total obtida na **Equação 2.2.1.2**.

$$d\psi = \frac{\mu \cdot x^3 \cdot I}{2 \cdot \pi \cdot r^4} dx$$

Para se obter o fluxo concatenado interno total deve-se integrar desde o centro do condutor até a sua periferia.

$$\psi_{\text{int}} = \int_0^r \frac{\mu \cdot x^3 \cdot I}{2 \cdot \pi \cdot r^4} dx = \frac{\mu \cdot I}{8 \cdot \pi}$$

Equação 2.2.1.5 – Fluxo concatenado interno do condutor.

Considerando-se a permeabilidade relativa unitária, $\mu = 4 \cdot \pi \times 10^{-7}$ Henry/metro:

$$\psi_{\text{int}} = \frac{I}{2} \times 10^{-7}$$

Logo, a indutância de um condutor cilíndrico devido ao fluxo interno é igual a:

$$L_{\text{int}} = \frac{1}{2} \times 10^{-7} \text{ (Henry/metro)}$$

Equação 2.2.1.6 – Indutância interna de um condutor cilíndrico.

2.2.2 – Indutância de uma linha a dois fios

Para se determinar a indutância de um condutor devido ao fluxo externo é preciso primeiro encontrar o fluxo concatenado provocado por este fluxo. Para este fim, será deduzida uma expressão geral que relaciona a porção de fluxo concatenado devido ao fluxo externo entre dois pontos P_1 e P_2 , distantes D_1 e D_2 metros, respectivamente, do centro de um condutor isolado.

Considera-se um condutor percorrido por uma corrente I . Esta corrente produzirá linhas de fluxo concêntricas e externas, com intensidade decrescente, desde a sua superfície até assumir valor nulo no infinito.

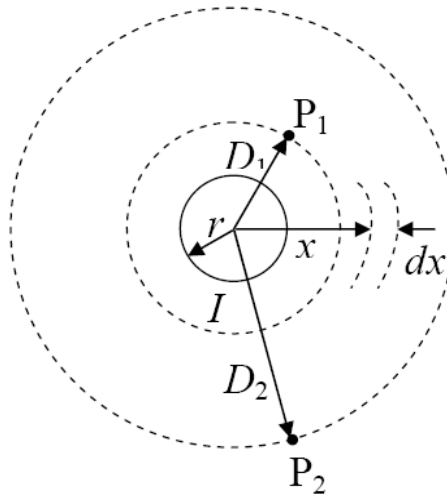


Figura 2.3 – Condutor e pontos externos P_1 e P_2 .

A intensidade de campo magnético ao redor do elemento de raio x será igual a:

$$N \cdot I = \oint H_x \cdot dl \quad \therefore \quad I = H_x \cdot 2 \cdot \pi \cdot x$$

Equação 2.2.2.1 – Lei de Ampère.

Da **Equação 2.2.2.1**, resulta:

$$H_x = \frac{I}{2 \cdot \pi \cdot x}$$

Equação 2.2.2.2 – Intensidade de campo.

e

$$B_x = \frac{\mu \cdot I}{2 \cdot \pi \cdot x}$$

Equação 2.2.2.3 – Densidade de fluxo.

O fluxo $d\phi$ no elemento tubular de espessura dx considerado é:

$$d\phi = \frac{\mu \cdot I}{2 \cdot \pi \cdot x} dx$$

Numericamente o fluxo concatenado por metro $d\psi$ é igual ao fluxo $d\phi$ porque o fluxo externo ao condutor concatena toda a corrente do condutor apenas uma vez. O fluxo concatenado entre P_1 e P_2 pode ser obtido com a integral de $d\psi$ de $x = D_1$ até $x = D_2$.

$$\psi_{12} = \int_{D_1}^{D_2} \frac{\mu \cdot I}{2 \cdot \pi \cdot x} dx = \frac{\mu \cdot I}{2 \cdot \pi} \ln \frac{D_2}{D_1}$$

Equação 2.2.2.3 – Fluxo concatenado por metro.

Considerando-se a permeabilidade relativa unitária, a indutância entre os pontos P_1 e P_2 será:

$$L_{12} = 2 \times 10^{-7} \ln \frac{D_2}{D_1}$$

Equação 2.2.2.4 – Indutância entre os pontos P_1 e P_2 .

O objetivo é determinar uma expressão para a indutância nas linhas trifásicas, mas antes disso será considerado o caso de uma linha simples, de dois condutores sólidos de seção circular, conforme mostra a **Figura 2.4**.

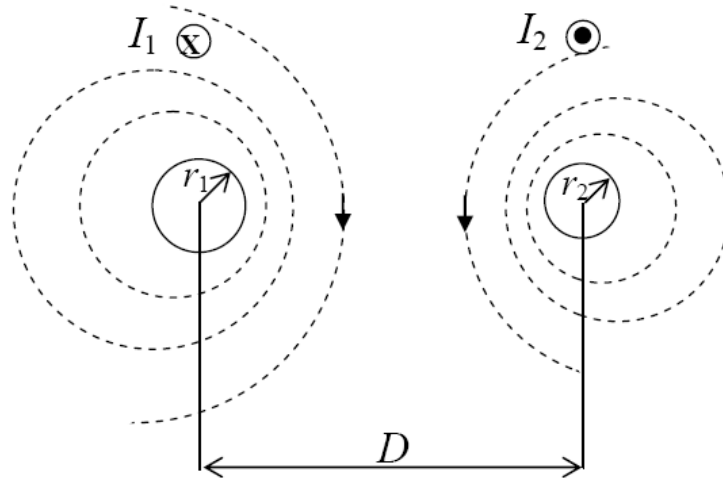


Figura 2.4 – Par de condutores de raios r_1 e r_2 .

A **Figura 2.4** mostra um circuito com dois condutores de raios r_1 e r_2 onde um serve como retorno para o outro. Considera-se somente o fluxo concatenado com o circuito causado pela corrente no condutor 1, isto é, uma linha de fluxo distando de $D + r_2$ a partir do centro do condutor 1 não induz nenhuma tensão pois não concatena o circuito (as correntes dos condutores 1 e 2 são iguais em módulo, porém possuem sentidos opostos).

A indutância do circuito devida à corrente do condutor 1 pode ser determinada pela **Equação 2.2.2.4** substituindo, portanto, a distância D_2 pela distância D entre os dois condutores e a distância D_1 pelo raio r_1 . A indutância total do circuito devido apenas à corrente no condutor 1 é dada pela soma da indutância considerando apenas o fluxo externo $L_{1,externo}$ com a indutância

considerando apenas o fluxo interno $L_{1,interno}$, sendo $L_{1,externo} = 2 \times 10^{-7} \ln \frac{D}{r_1}$ e

$L_{1,interno} = \frac{1}{2} \times 10^{-7}$. Com isso,

$$L_1 = \left(\frac{1}{2} + 2 \ln \frac{D}{r_1} \right) \times 10^{-7}$$

Equação 2.2.2.5 – Indutância do circuito devido à corrente do condutor 1.

Colocando-se em evidência 2×10^{-7} , a **Equação 2.2.2.5** pode ser reescrita como

$$L_1 = \left(\frac{1}{4} + \ln \frac{D}{r_1} \right) \cdot 2 \times 10^{-7} \Rightarrow L_1 = 2 \times 10^{-7} \cdot \left(\ln \varepsilon^{1/4} + \ln \frac{D}{r_1} \right) \Rightarrow L_1 = 2 \times 10^{-7} \cdot \ln \frac{D}{r_1 \varepsilon^{-1/4}}.$$

Se o termo do denominador do logaritmo for chamado de $r_1' = r_1 \varepsilon^{-1/4}$, tem-se $L_1 = 2 \times 10^{-7} \cdot \ln \frac{D}{r_1'}$.

Considerando-se agora o fluxo concatenado produzido pela corrente do condutor 2, sabendo-se que essa corrente possui sentido oposto à corrente do condutor 1, o mesmo penetra no circuito no mesmo sentido que o fluxo produzido pela corrente no condutor 1 (as correntes estão defasadas de 180°). O fluxo resultante das correntes dos dois condutores pode ser determinado pela soma das forças magnetomotrizes.

$$L_2 = 2 \times 10^{-7} \cdot \ln \frac{D}{r_2'}$$

Equação 2.2.2.6 – Indutância do circuito devido à corrente do condutor 2.

Considerando-se a permeabilidade constante, os fluxos concatenados e as indutâncias dos dois condutores podem ser somadas.

$$L = L_1 + L_2 = 4 \times 10^{-7} \cdot \ln \frac{D}{\sqrt{r_1' r_2'}}$$

Equação 2.2.2.7 – Indutância total do circuito.

2.2.3 – Indutância de uma Linha de Cabos

O tipo de cabo mais utilizado em linhas aéreas de transmissão é composto por fios colocados em coroas sobrepostas, encordoadas em sentidos diferentes, para evitar que o cabo se desenrole. Para se encontrar a indutância de linhas de transmissão constituídas por estes cabos, é preciso encontrar primeiro uma expressão geral para o fluxo concatenado de um caso mais genérico, o de um condutor que pertence a um grupo de condutores, no qual a soma fasorial das correntes individuais é nula, conforme a **Figura 2.5**.

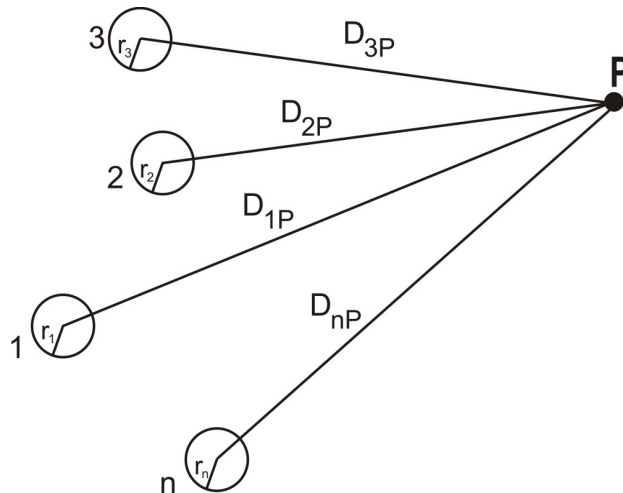


Figura 2.5 – Grupo de n condutores isolados.

Os condutores 1, 2, 3, ... e n , estão distantes de D_{1P} , D_{2P} , D_{3P} , ... e D_{nP} , respectivamente do ponto P e são percorridos pelas correntes I_1 , I_2 , I_3 , ... e I_n , respectivamente. Conforme foi dito anteriormente:

$$I_1 + I_2 + I_3 + \dots + I_n = 0$$

Equação 2.2.3.1 – Soma fasorial das correntes dos n condutores é nula.

De acordo com a **Equação 2.2.1.5** e a **Equação 2.2.2.3** e considerando a permeabilidade relativa unitária, pode-se determinar o fluxo concatenado do condutor 1 até o ponto P , devido a corrente I_1 como se segue:

$$\psi_{1P1} = \left(\frac{I_1}{2} + 2 \cdot I_1 \cdot \ln \frac{D_{1P}}{r_1'} \right) \times 10^{-7} = 2 \times 10^{-7} \cdot I_1 \cdot \ln \frac{D_{1P}}{r_1'}$$

Equação 2.2.3.2 – Fluxo concatenado do condutor 1 devido a corrente I_1 .

O fluxo concatenado com o condutor 1 devido a corrente I_2 será:

$$\psi_{1P2} = 2 \times 10^{-7} \cdot I_2 \cdot \ln \frac{D_{2P}}{D_{12}}$$

Equação 2.2.3.3 – Fluxo concatenado do condutor 1 devido a corrente I_2 .

Logo o fluxo concatenado total do condutor 1 devido a todos os condutores do grupo pode ser obtido conforme a **Equação 2.2.3.4**.

$$\psi_{1P} = 2 \times 10^{-7} \cdot \left(I_1 \cdot \ln \frac{D_{1P}}{r_1'} + I_2 \cdot \ln \frac{D_{2P}}{D_{12}} + I_3 \cdot \ln \frac{D_{3P}}{D_{13}} + \dots + I_n \cdot \ln \frac{D_{nP}}{D_{1n}} \right)$$

Equação 2.2.3.4 – Fluxo concatenado total do condutor 1 devido aos n condutores.

De acordo com a **Equação 2.2.3.1**, pode-se obter o valor da corrente I_n :

$$I_n = -(I_1 + I_2 + I_3 + \dots + I_{n-1})$$

Equação 2.2.3.5 – Corrente I_n .

Substituindo-se a **Equação 2.2.3.5** na **Equação 2.2.3.4** e recombinaando-se alguns termos logarítmicos, tem-se:

$$\psi_{1P} = 2 \times 10^{-7} \cdot \left(I_1 \cdot \ln \frac{1}{r_1'} + I_2 \cdot \ln \frac{1}{D_{12}} + I_3 \cdot \ln \frac{1}{D_{13}} + \dots + I_n \cdot \ln \frac{1}{D_{1n}} + I_1 \cdot \ln \frac{D_{1P}}{D_{nP}} + I_2 \cdot \ln \frac{D_{2P}}{D_{nP}} + I_3 \cdot \ln \frac{D_{3P}}{D_{nP}} + \dots + I_{n-1} \cdot \ln \frac{D_{(n-1)P}}{D_{nP}} \right)$$

Equação 2.2.3.6 – Fluxo concatenado total do condutor 1.

Fazendo P mover-se para bem longe, as razões $\frac{D_{1P}}{D_{nP}}, \frac{D_{2P}}{D_{nP}}, \frac{D_{3P}}{D_{nP}}, \dots, \frac{D_{(n-1)P}}{D_{nP}}$ tendem a 1, e

com este resultado a **Equação 2.2.3.6** pode ser reescrita conforme segue:

$$\psi_1 = 2 \times 10^{-7} \cdot \left(I_1 \cdot \ln \frac{1}{r_1'} + I_2 \cdot \ln \frac{1}{D_{12}} + I_3 \cdot \ln \frac{1}{D_{13}} + \dots + I_n \cdot \ln \frac{1}{D_{1n}} \right)$$

Equação 2.2.3.7 – Expressão geral para o fluxo concatenado total do condutor 1.

Para uma linha monofásica formada por cabos de múltiplos condutores por fase conforme segue na **Figura 2.6** pode-se aplicar a **Equação 2.2.3.7** para se obter o fluxo concatenado ao condutor a. A fase X é composta por n condutores paralelos e idênticos, cada um conduzindo a

corrente de $\frac{I}{n}$ e a fase Y é composta por m condutores paralelos e idênticos, cada um conduzindo $-\frac{I}{m}$, pois esta é retorno da corrente da fase X.

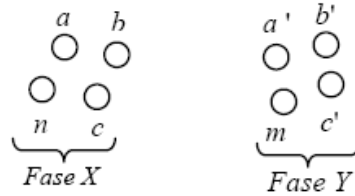


Figura 2.6 – Linha monofásica formada por cabos de múltiplos condutores.

$$\begin{aligned} \psi_a &= 2 \times 10^{-7} \cdot \frac{I}{n} \left(\ln \frac{1}{r'_a} + \ln \frac{1}{D_{ab}} + \ln \frac{1}{D_{ac}} + \dots + \ln \frac{1}{D_{an}} \right) \\ &\quad - 2 \times 10^{-7} \cdot \frac{I}{m} \left(\ln \frac{1}{D_{aa'}} + \ln \frac{1}{D_{ab'}} + \ln \frac{1}{D_{ac'}} + \dots + \ln \frac{1}{D_{am}} \right) \\ \psi_a &= 2 \times 10^{-7} \cdot I \cdot \ln \frac{\sqrt[m]{D_{aa'} \cdot D_{ab'} \cdot D_{ac'} \cdot \dots \cdot D_{am}}}{\sqrt[n]{r'_a \cdot D_{ab} \cdot D_{ac} \cdot \dots \cdot D_{an}}} \end{aligned}$$

Equação 2.2.3.8 – Fluxo concatenado total do condutor a.

A indutância do condutor a será:

$$L_a = \frac{\psi_a}{\frac{I}{n}} = 2n \times 10^{-7} \cdot \ln \frac{\sqrt[m]{D_{aa'} \cdot D_{ab'} \cdot D_{ac'} \cdot \dots \cdot D_{am}}}{\sqrt[n]{r'_a \cdot D_{ab} \cdot D_{ac} \cdot \dots \cdot D_{an}}}$$

Equação 2.2.3.9 – Indutância do condutor a.

De maneira análoga:

$$L_b = \frac{\psi_b}{\frac{I}{n}} = 2n \times 10^{-7} \cdot \ln \frac{\sqrt[m]{D_{ba'} \cdot D_{bb'} \cdot D_{bc'} \cdot \dots \cdot D_{bm}}}{\sqrt[n]{r'_b \cdot D_{ba} \cdot D_{bc} \cdot \dots \cdot D_{bn}}}$$

Equação 2.2.3.10 – Indutância do condutor b.

A indutância média de cada condutor da fase X será:

$$L_{av} = \frac{L_a + L_b + L_c + \dots + L_n}{n}$$

Equação 2.2.3.11 – Indutância média dos condutores da fase X.

A indutância da fase X será igual a $\frac{1}{n}$ vezes a indutância média de cada condutor encontrada na **Equação 2.2.3.11**.

$$L_x = \frac{L_{av}}{n} = \frac{L_a + L_b + L_c + \dots + L_n}{n^2}$$

Equação 2.2.3.12 – Indutância da fase X em função das indutâncias dos n condutores.

Substituindo-se na **Equação 2.2.3.12** a **Equação 2.2.3.9**, a **Equação 2.2.3.10** e as demais expressões para as indutâncias dos demais condutores que constituem a fase X, tem-se:

$$L_x = 2 \times 10^{-7} \cdot \ln \frac{\sqrt[m]{(D_{aa'} \cdot D_{ab'} \cdot D_{ac'} \cdot \dots \cdot D_{am}) \cdot (D_{ba'} \cdot D_{bb'} \cdot D_{bc'} \cdot \dots \cdot D_{bm}) \cdot \dots \cdot (D_{na'} \cdot D_{nb'} \cdot D_{nc'} \cdot \dots \cdot D_{nm})}}{\sqrt[n]{(r'_a \cdot D_{ab} \cdot D_{ac} \cdot \dots \cdot D_{an}) \cdot (D_{ba} \cdot r'_b \cdot D_{bc} \cdot \dots \cdot D_{bn}) \cdot \dots \cdot (D_{na} \cdot D_{nb} \cdot D_{nc} \cdot \dots \cdot r'_n)}}$$

Equação 2.2.3.13 – Indutância da fase X.

Na **Equação 2.2.3.13** o numerador do argumento do logaritmo é chamado de Distância Média Geométrica Mútua (D_m), ou seja, é a média geométrica das distâncias entre os condutores do cabo considerado e os condutores do outro cabo da linha.

$$D_m = \sqrt[m]{(D_{aa'} \cdot D_{ab'} \cdot D_{ac'} \cdot \dots \cdot D_{am}) \cdot (D_{ba'} \cdot D_{bb'} \cdot D_{bc'} \cdot \dots \cdot D_{bm}) \cdot \dots \cdot (D_{na'} \cdot D_{nb'} \cdot D_{nc'} \cdot \dots \cdot D_{nm})}$$

Equação 2.2.3.14 – Distância média geométrica mútua.

O denominador da **Equação 2.2.3.13** é chamado de Distância Média Geométrica Própria (D_s), ou seja, é a média geométrica das distâncias entre os condutores do próprio cabo.

$$D_s = \sqrt[n]{(r'_a \cdot D_{ab} \cdot D_{ac} \cdot \dots \cdot D_{an}) \cdot (D_{ba} \cdot r'_b \cdot D_{bc} \cdot \dots \cdot D_{bn}) \cdot \dots \cdot (D_{na} \cdot D_{nb} \cdot D_{nc} \cdot \dots \cdot r'_n)}$$

Equação 2.2.3.15 – Distância média geométrica própria.

A indutância da fase Y é determinada da mesma maneira que foi determinada a indutância da fase X, e a indutância total da linha será igual a:

$$L = L_x + L_y$$

Equação 2.2.3.16 – Indutância total da linha monofásica.

2.2.4 – Indutância de uma Linha Trifásica com Espaçamento Equilateral

Para uma linha trifásica com espaçamento equilateral entre as três fases, conforme é apresentado na **Figura 2.7**, o fluxo concatenado com a fase A pode ser determinado de acordo com a **Equação 2.2.3.7**.

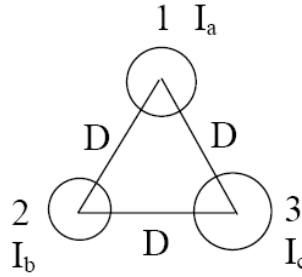


Figura 2.7 – Linha trifásica com espaçamentos equilaterais entre as fases.

$$\psi_a = 2 \times 10^{-7} \cdot \left(I_A \cdot \ln \frac{1}{r'} + I_B \cdot \ln \frac{1}{D} + I_C \cdot \ln \frac{1}{D} \right)$$

Equação 2.2.4.1 – Fluxo concatenado pela fase A.

Para as fases B e C, tem-se:

$$\psi_B = 2 \times 10^{-7} \cdot \left(I_A \cdot \ln \frac{1}{D} + I_B \cdot \ln \frac{1}{r'} + I_C \cdot \ln \frac{1}{D} \right)$$

$$\psi_C = 2 \times 10^{-7} \cdot \left(I_A \cdot \ln \frac{1}{D} + I_B \cdot \ln \frac{1}{D} + I_C \cdot \ln \frac{1}{r'} \right)$$

E, matricialmente:

$$\begin{bmatrix} \psi_A \\ \psi_B \\ \psi_C \end{bmatrix} = 2 \times 10^{-7} \cdot \begin{bmatrix} \ln \frac{1}{r'} & \ln \frac{1}{D} & \ln \frac{1}{D} \\ \ln \frac{1}{D} & \ln \frac{1}{r'} & \ln \frac{1}{D} \\ \ln \frac{1}{D} & \ln \frac{1}{D} & \ln \frac{1}{r'} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_A \\ I_B \\ I_C \end{bmatrix}$$

Como em um sistema trifásico equilibrado $I_A + I_B + I_C = 0$, pode-se escrever I_A em função de I_B e I_C , $I_A = -(I_B + I_C)$. Substituindo-se na **Equação 2.2.4.1**:

$$\psi_a = 2 \times 10^{-7} \cdot \left(I_A \cdot \ln \frac{1}{r'} - I_A \cdot \ln \frac{1}{D} \right) = 2 \times 10^{-7} \cdot I_A \cdot \ln \frac{D}{r'}$$

Equação 2.2.4.2 – Fluxo concatenado pela fase A em função de I_A .

Logo a indutância da fase A é dada por:

$$L_a = 2 \times 10^{-7} \cdot \ln \frac{D}{r'}$$

Equação 2.2.4.2 – Indutância da fase A.

Devido à simetria deste sistema as indutâncias das fases B e C são iguais a da fase A.

2.2.5 – Indutância de uma Linha Trifásica com Espaçamento Assimétrico

Para uma linha trifásica com espaçamento assimétrico entre as três fases, conforme é apresentado na **Figura 2.8**, o fluxo concatenado e as indutâncias correspondentes a cada fase não são iguais.

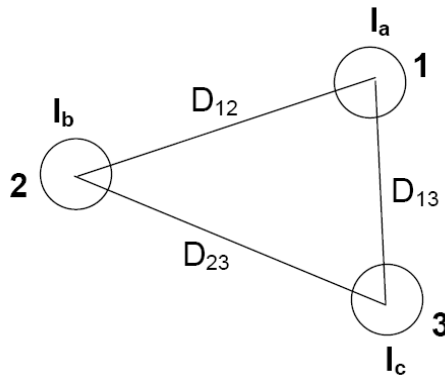


Figura 2.8 – Linha trifásica com espaçamentos assimétricos entre as fases.

$$\psi_a = 2 \times 10^{-7} \cdot \left(I_A \cdot \ln \frac{1}{r'_A} + I_B \cdot \ln \frac{1}{D_{12}} + I_C \cdot \ln \frac{1}{D_{13}} \right)$$

$$\psi_B = 2 \times 10^{-7} \cdot \left(I_A \cdot \ln \frac{1}{D_{12}} + I_B \cdot \ln \frac{1}{r'_B} + I_C \cdot \ln \frac{1}{D_{23}} \right)$$

$$\psi_C = 2 \times 10^{-7} \cdot \left(I_A \cdot \ln \frac{1}{D_{13}} + I_B \cdot \ln \frac{1}{D_{23}} + I_C \cdot \ln \frac{1}{r'_C} \right)$$

Equação 2.2.5.1 – Fluxo concatenado pelas fases A, B e C.

E, matricialmente:

$$\begin{bmatrix} \psi_A \\ \psi_B \\ \psi_C \end{bmatrix} = 2 \times 10^{-7} \cdot \begin{bmatrix} \ln \frac{1}{r'_A} & \ln \frac{1}{D_{12}} & \ln \frac{1}{D_{13}} \\ \ln \frac{1}{D_{12}} & \ln \frac{1}{r'_B} & \ln \frac{1}{D_{23}} \\ \ln \frac{1}{D_{13}} & \ln \frac{1}{D_{23}} & \ln \frac{1}{r'_C} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_A \\ I_B \\ I_C \end{bmatrix}$$

Ou:

$$[\psi] = [L] \cdot [I]$$

Onde:

$$[L] = 2 \times 10^{-7} \cdot \begin{bmatrix} \ln \frac{1}{r'_A} & \ln \frac{1}{D_{12}} & \ln \frac{1}{D_{13}} \\ \ln \frac{1}{D_{12}} & \ln \frac{1}{r'_B} & \ln \frac{1}{D_{23}} \\ \ln \frac{1}{D_{13}} & \ln \frac{1}{D_{23}} & \ln \frac{1}{r'_C} \end{bmatrix}$$

Equação 2.2.5.2 – Matriz de Indutância.

Com valores de indutância diferentes por fase, o circuito se torna desequilibrado, o que é indesejado na operação do sistema elétrico. Para minimizar este efeito é usual transpor a linha, ou seja, troca-se a posição dos condutores em intervalos regulares, de forma que cada condutor ocupe a posição original de cada um em distâncias iguais. Com a transposição cada condutor terá a mesma indutância média quando considerado o ciclo completo.

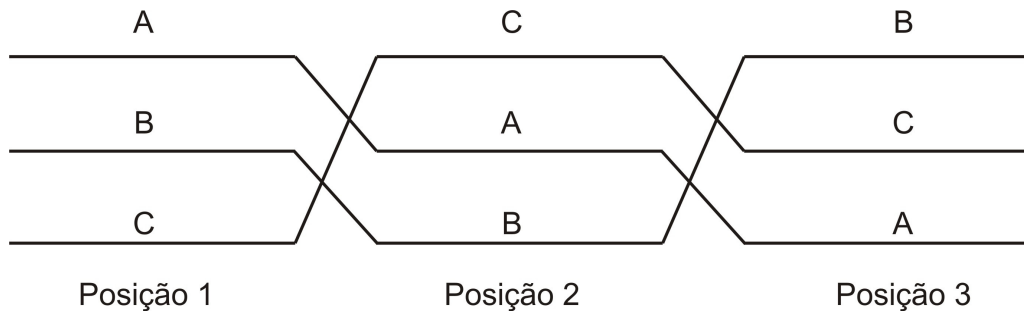


Figura 2.9 – Ciclo completo de transposição.

Para encontrar a indutância média de um condutor em uma linha transposta é preciso calcular primeiro o fluxo concatenado do condutor em cada posição no ciclo e depois aplicar a **Equação 2.2.5.3**, conforme segue abaixo.

$$\psi_A = \frac{\psi_{A1} + \psi_{A2} + \psi_{A3}}{3}$$

$$\psi_B = \frac{\psi_{B1} + \psi_{B2} + \psi_{B3}}{3}$$

$$\psi_C = \frac{\psi_{C1} + \psi_{C2} + \psi_{C3}}{3}$$

Equação 2.2.5.3 – Fluxo concatenado médio ao longo da linha por fase.

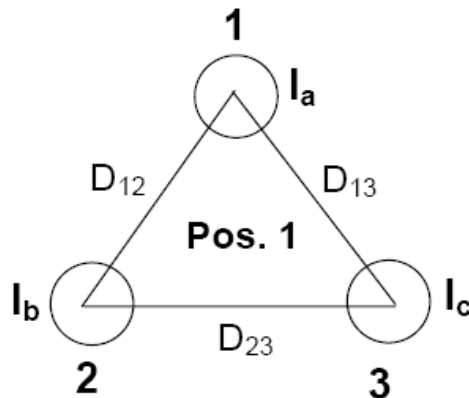


Figura 2.10 – Disposição dos condutores na posição 1.

Considerando-se que os três condutores da linha são idênticos e que $r'_A = r'_B = r'_C = r'$, o fluxo concatenado com os condutores na posição 1 é dado na forma matricial por:

$$[\psi_1] = \begin{bmatrix} \psi_{A1} \\ \psi_{B1} \\ \psi_{C1} \end{bmatrix} = 2 \times 10^{-7} \cdot \begin{bmatrix} \ln \frac{1}{r'} & \ln \frac{1}{D_{12}} & \ln \frac{1}{D_{13}} \\ \ln \frac{1}{D_{12}} & \ln \frac{1}{r'} & \ln \frac{1}{D_{23}} \\ \ln \frac{1}{D_{13}} & \ln \frac{1}{D_{23}} & \ln \frac{1}{r'} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_A \\ I_B \\ I_C \end{bmatrix}$$

Equação 2.2.5.4 – Fluxo concatenado dos condutores por fase na posição 1.

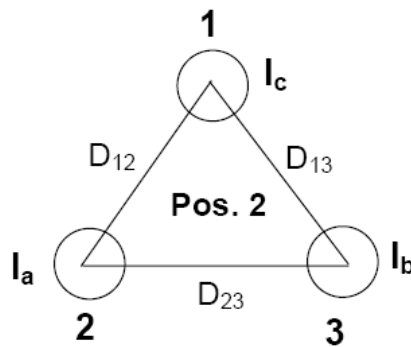


Figura 2.11 – Disposição dos condutores na posição 2.

O fluxo concatenado com os condutores na posição 2 é dado na forma matricial por:

$$[\psi_2] = \begin{bmatrix} \psi_{A2} \\ \psi_{B2} \\ \psi_{C2} \end{bmatrix} = 2 \times 10^{-7} \cdot \begin{bmatrix} \ln \frac{1}{r'} & \ln \frac{1}{D_{23}} & \ln \frac{1}{D_{12}} \\ \ln \frac{1}{D_{23}} & \ln \frac{1}{r'} & \ln \frac{1}{D_{13}} \\ \ln \frac{1}{D_{12}} & \ln \frac{1}{D_{13}} & \ln \frac{1}{r'} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_A \\ I_B \\ I_C \end{bmatrix}$$

Equação 2.2.5.5 – Fluxo concatenado dos condutores por fase na posição 2.

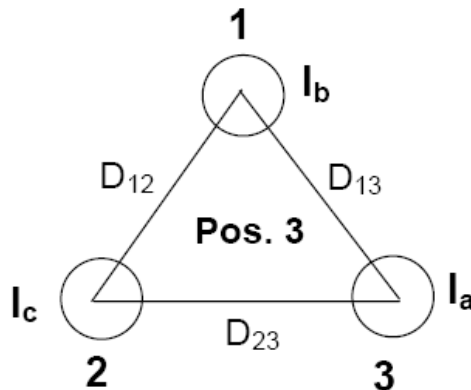


Figura 2.12 – Disposição dos condutores na posição 3.

O fluxo concatenado com os condutores na posição 3 é dado na forma matricial por:

$$[\psi_3] = \begin{bmatrix} \psi_{A3} \\ \psi_{B3} \\ \psi_{C3} \end{bmatrix} = 2 \times 10^{-7} \cdot \begin{bmatrix} \ln \frac{1}{r'} & \ln \frac{1}{D_{13}} & \ln \frac{1}{D_{23}} \\ \ln \frac{1}{D_{13}} & \ln \frac{1}{r'} & \ln \frac{1}{D_{12}} \\ \ln \frac{1}{D_{23}} & \ln \frac{1}{D_{12}} & \ln \frac{1}{r'} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_A \\ I_B \\ I_C \end{bmatrix}$$

Equação 2.2.5.6 – Fluxo concatenado dos condutores por fase na posição 3.

Substituindo-se na **Equação 2.2.5.3** os resultados encontrados na **Equação 2.2.5.4**, **Equação 2.2.5.5** e **Equação 2.2.5.6**, resulta:

$$[\psi] = \begin{bmatrix} \psi_A \\ \psi_B \\ \psi_C \end{bmatrix} = 2 \times 10^{-7} \cdot \begin{bmatrix} \ln \frac{1}{r'} & \ln \frac{1}{D_{eq}} & \ln \frac{1}{D_{eq}} \\ \ln \frac{1}{D_{eq}} & \ln \frac{1}{r'} & \ln \frac{1}{D_{eq}} \\ \ln \frac{1}{D_{eq}} & \ln \frac{1}{D_{eq}} & \ln \frac{1}{r'} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_A \\ I_B \\ I_C \end{bmatrix}$$

Equação 2.2.5.7 – Fluxo concatenado por fase de uma linha transposta.

Onde:

$$D_{eq} = \sqrt[3]{D_{12} \cdot D_{13} \cdot D_{23}}$$

Logo, a matriz de indutância é dada por:

$$[L] = 2 \times 10^{-7} \cdot \begin{bmatrix} \ln \frac{1}{r'} & \ln \frac{1}{D_{eq}} & \ln \frac{1}{D_{eq}} \\ \ln \frac{1}{D_{eq}} & \ln \frac{1}{r'} & \ln \frac{1}{D_{eq}} \\ \ln \frac{1}{D_{eq}} & \ln \frac{1}{D_{eq}} & \ln \frac{1}{r'} \end{bmatrix}$$

Equação 2.2.5.3 – Matriz de indutância de uma linha transposta.

Para um circuito equilibrado, com $I_A + I_B + I_C = 0$, as indutâncias por fase de uma linha perfeitamente transposta serão iguais.

$$L = L_A = L_B = L_C = 2 \times 10^{-7} \cdot \ln \frac{D_{eq}}{r'}$$

Equação 2.2.5.3 – Indutância por fase de uma linha perfeitamente transposta.

2.2.6 – Indutância de uma Linha Trifásica em circuitos Paralelos

Dois circuitos trifásicos idênticos e em paralelo possuem a mesma reatância indutiva. Quando ambos os circuitos estão montados nas mesmas torres, o método da Distância Média Geométrica (DMG) pode ser usado para a determinação da indutância por fase, considerando-se os condutores de cada fase como componentes de um condutor composto.

Sendo um dos circuitos composto pelos condutores a, b e c e o outro pelos condutores a', b' e c', dispostos verticalmente, associados em paralelo, a-a', b-b' e c-c', constituem as fases a, b e c. Para diminuir o valor da indutância é usual colocar os condutores de duas fases em diagonal ao invés de usar a disposição simétrica, conforme mostra a **Figura 2.13**.

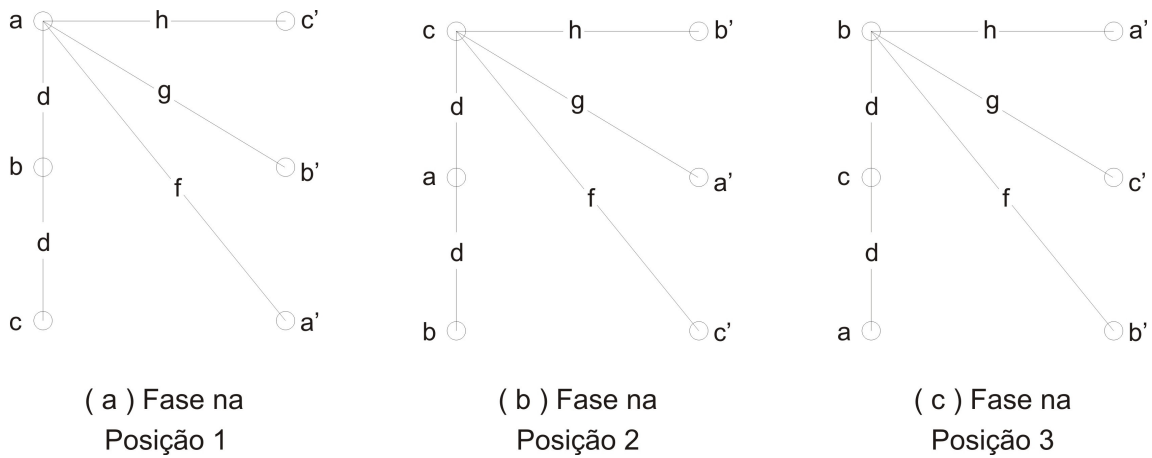


Figura 2.13 – Disposição dos condutores de um circuito duplo trifásico transposto.

Utilizando-se o método da DMG, o espaçamento equilateral equivalente é dado pela **Equação 2.2.6.1**.

$$D_{eq} = \sqrt[3]{D_{ab} \cdot D_{bc} \cdot D_{ca}}$$

Equação 2.2.6.1 – Espaçamento equilateral equivalente.

Onde:

- D_{ab} é a DMG mútua entre as fases a e b na posição 1, ou seja, $D_{ab} = \sqrt[4]{dgdg} = \sqrt{dg}$;
- D_{bc} é a DMG mútua entre as fases b e c na posição 1, ou seja, $D_{bc} = \sqrt{dg}$;
- D_{ca} é a DMG mútua entre as fases c e a na posição 1, ou seja, $D_{ca} = \sqrt{dh}$.

Substituindo-se estes resultados na **Equação 2.2.6.1**, tem-se:

$$D_{eq} = 2^{1/6} \cdot d^{1/2} \cdot g^{1/3} \cdot h^{1/6}$$

Sendo a DMG própria de cada condutor da fase A igual a r' , levando-se em conta os condutores A e A', a DMG própria da fase na posição 1 será $D_{s1} = \sqrt[4]{r'fr'f} = \sqrt{r'f}$, na posição 2 será $D_{s2} = \sqrt[4]{r'hr'h} = \sqrt{r'h}$ e na posição 3 será $D_{s3} = \sqrt[4]{r'fr'f} = \sqrt{r'f}$.

A DMG própria equivalente de uma fase para o ciclo de transposição será igual a:

$$D_s = \sqrt[3]{D_{s1}D_{s2}D_{s3}} = r'^{1/6} \cdot f^{1/3} \cdot h^{1/6}$$

Equação 2.2.6.2 – DMG própria equivalente de uma fase.

Considerando-se que todos os condutores possuem o mesmo raio e ocupam as mesmas posições que a fase a para distâncias iguais no ciclo de transposição, a indutância por fase será:

$$L = L_A = L_B = L_C = 2 \times 10^{-7} \cdot \ln \frac{D_{eq}}{D_s}$$

Equação 2.2.5.3 – Indutância por fase de um circuito duplo perfeitamente transposto.

2.3 – Resistência de Linhas de Transmissão

A principal causa de perda de energia em linhas de transmissão é a resistência, devido ao efeito joule. A resistência efetiva de um condutor é definida como a razão entre a potência perdida no condutor pelo quadrado da corrente que circula neste condutor.

$$R = \frac{\text{potência perdida no condutor}}{I^2}$$

Equação 2.3.1 – Resistência de um condutor.

A resistência em corrente contínua é igual a:

$$R_{CC} = \rho \frac{l}{A}$$

Equação 2.3.2 – Resistência em corrente contínua de um condutor.

Onde:

- ρ é a resistividade do condutor;
- l é o comprimento do condutor;
- A é a área da secção transversal.

A resistência efetiva de um condutor só será igual a resistência em corrente contínua quando a corrente possuir uma distribuição uniforme. Em corrente contínua, a corrente elétrica se distribui de forma uniforme ao longo de toda a secção reta do condutor, o mesmo não ocorrendo em corrente alternada. Na medida em que aumenta a frequência da corrente que percorre o condutor, o campo magnético junto ao centro do condutor também aumenta conduzindo ao aumento da reatância local. Este aumento da reatância faz com que a corrente tenda a, preferencialmente, deslocar-se pela periferia do condutor, o que implica uma diminuição da área efetiva do condutor e logo um aumento da sua resistência aparente.

O efeito pelicular é o fenômeno responsável pelo aumento da resistência aparente de um condutor elétrico em função do aumento da frequência da corrente elétrica que o percorre.

A área pela qual a corrente elétrica com uma determinada frequência se distribui é designada por área aparente, a qual é dependente da frequência. A resistência efetiva, ou resistência em corrente alternada pode ser reescrita conforme segue na **Equação 2.3.3**.

$$R_{CA} = \rho \frac{l}{A_{\text{aparente}}}$$

Equação 2.3.3 – Resistência em corrente alternada de um condutor.

Dividindo a **Equação 2.3.3** pela **Equação 2.3.2**, pode-se concluir que:

$$R_{CA} = \frac{A}{A_{aparente}} \cdot R_{CC}$$

Equação 2.3.4 – Resistência em corrente alternada de um condutor.

Uma vez que quanto maior a frequência menor a $A_{aparente}$, pode-se concluir que à medida que aumenta o valor da frequência da corrente alternada que percorre o condutor, maior é a resistência deste.

2.4 – Impedância de Linhas de Transmissão

A partir dos parâmetros definidos anteriormente, pode-se montar a matriz de impedâncias de uma linha de transmissão. Considerando-se um circuito trifásico simples, perfeitamente transposto, tem-se:

$$Z_{(abc)} = \begin{bmatrix} Z_S & Z_P & Z_P \\ Z_P & Z_S & Z_P \\ Z_P & Z_P & Z_S \end{bmatrix}$$

Equação 2.4.1 – Matriz de impedância de uma linha de transmissão.

Onde:

- Z_S é a impedância própria da linha por unidade de comprimento, ou seja,
 $Z_S = R + jX_{L_s} = R + j \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_s$;
- L_s é a indutância própria da linha por unidade de comprimento;
- Z_P é a impedância mútua da linha por unidade de comprimento, ou seja,
 $Z_P = jX_{L_p} = j \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_p$;
- L_p é a indutância mútua da linha com as outras duas fases por unidade de comprimento.

Para o caso de uma linha de transmissão a circuito duplo, sendo os dois circuitos idênticos e perfeitamente transpostos, pode-se escrever a seguinte matriz de impedâncias:

$$Z_{(abc)} = \begin{bmatrix} Z_S & Z_P & Z_P & Z_m & Z_m & Z_m \\ Z_P & Z_S & Z_P & Z_m & Z_m & Z_m \\ Z_P & Z_P & Z_S & Z_m & Z_m & Z_m \\ Z_m & Z_m & Z_m & Z_S & Z_P & Z_P \\ Z_m & Z_m & Z_m & Z_P & Z_S & Z_P \\ Z_m & Z_m & Z_m & Z_P & Z_P & Z_S \end{bmatrix}$$

Equação 2.4.2 – Matriz de impedâncias de uma linha de transmissão em circuito duplo.

Onde:

- Z_m é a impedância mútua entre duas fases de diferentes circuitos por unidade de comprimento, ou seja, $Z_m = jX_{L_m} = j \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_m$;
- L_m é a indutância mútua entre duas fases de diferentes circuitos por unidade de comprimento.

CAPÍTULO 3 – PARÂMETROS DE SEQUÊNCIA DAS LINHAS DE TRANSMISSÃO

3.1 – Componentes Simétricos

Em 1918, o Dr. C. L. Fortescue apresentou uma das mais poderosas ferramentas para a análise de circuitos polifásicos desequilibrados, o “Método dos Componentes Simétricos”. Este método comprova que um sistema desequilibrado de n fasores relacionados pode ser decomposto em n sistemas de fasores equilibrados, que são denominados componentes simétricos dos fasores originais.

Particularizando-se o método para o sistema trifásico utilizado nos sistemas de potência, tem-se que os conjuntos de componentes simétricos são:

- 1 - Componentes de sequência positiva, ABC, que consiste em três fasores com o mesmo módulo e defasados entre si de 120° ;
- 2 - Componentes de sequência negativa, CBA, que consiste em três fasores com o mesmo módulo e defasados entre si de 120° ;
- 3 - Componentes de sequência zero, que consiste em três fasores com o mesmo módulo e ângulo.

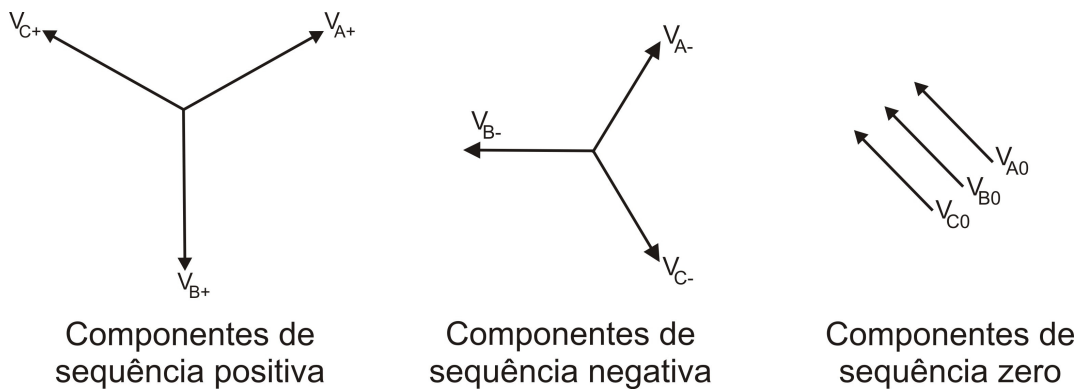


Figura 3.1 – Componentes simétricos de um sistema desequilibrado.

Logo, de acordo com o exposto acima, as tensões de um sistema trifásico desequilibrado V_A , V_B e V_C , podem ser decompostas da seguinte maneira:

$$\begin{aligned}V_A &= V_{A+} + V_{A-} + V_{A0} \\V_B &= V_{B+} + V_{B-} + V_{B0} \\V_C &= V_{C+} + V_{C-} + V_{C0}\end{aligned}$$

Equação 3.1.1 – Decomposição das tensões V_A , V_B e V_C em componentes simétricas.

Onde os índices +, - e 0 representam os componentes simétricos de sequência positiva, negativa e zero, respectivamente.

Devido às diferenças de fase dos componentes simétricos serem sempre de 120° , é conveniente definir um operador que aplicado a um fasor realize tal rotação de fase. Com isto define-se o operador a . Este operador é um número complexo de módulo unitário e argumento 120° que, quando aplicado a um fasor, transforma-o em outro de mesmo módulo e adiantado de 120° .

$$a = 1\angle 120^\circ = 1e^{j2\pi/3} = -\frac{1}{2} + j\frac{\sqrt{3}}{2}$$

Algumas combinações do operador a são mostradas abaixo:

$$\begin{aligned}a^1 &= a = 1\angle 120^\circ \\a^2 &= a \cdot a = 1\angle 120^\circ \cdot 1\angle 120^\circ = 1\angle -120^\circ \\a^3 &= a^2 \cdot a = 1\angle -120^\circ \cdot 1\angle 120^\circ = 1\angle 0^\circ \\a^4 &= a^3 \cdot a = 1\angle 0^\circ \cdot 1\angle 120^\circ = 1\angle 120^\circ = a \\&\vdots \\a^{3n} &= (a^3)^n = (1\angle 0^\circ)^n = 1\angle 0^\circ \\a^{3n+1} &= a^{3n} \cdot a = a = 1\angle 120^\circ \\a^{3n+2} &= a^{3n} \cdot a^2 = a^2 = 1\angle -120^\circ\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}a^{-1} &= \frac{1}{a} = \frac{1}{1\angle 120^\circ} = 1\angle -120^\circ = a^2 \\a^{-2} &= \frac{1}{a^2} = \frac{1}{1\angle -120^\circ} = 1\angle 120^\circ = a \\a^{-3} &= \frac{1}{a^3} = \frac{1}{1\angle 0^\circ} = 1\angle 0^\circ \\&\vdots\end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & \vdots \\ a^{-3n} &= \frac{1}{a^{3n}} = 1 \angle 0^\circ = a^0 \\ a^{-(3n+1)} &= \frac{1}{a^{3n+1}} = 1 \angle -120^\circ = a^2 \\ a^{-(3n+2)} &= \frac{1}{a^{3n+2}} = 1 \angle 120^\circ = a \end{aligned}$$

onde n é um número inteiro, positivo e maior ou igual a zero.

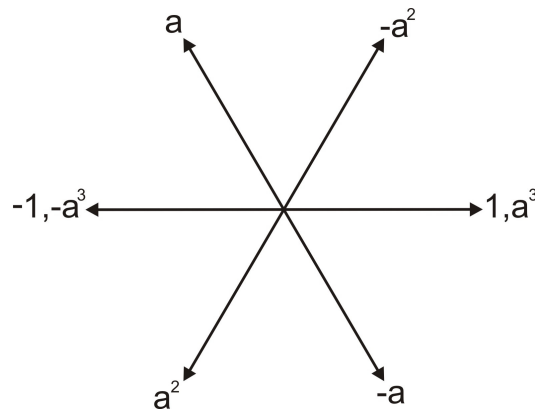


Figura 3.2 – Diagrama fasorial com as diversas potências do operador a .

Uma importante propriedade do operador a , que é muito utilizada é que:

$$1 + a + a^2 = 1 \angle 0^\circ + 1 \angle 120^\circ + 1 \angle -120^\circ = 0$$

Equação 3.1.2 – Principal propriedade do operador a .

De acordo com as propriedades e combinações do operador a , pode-se reescrever a **Equação 3.1.1** substituindo-se cada componente de V_B e V_C como produto de a por um componente de V_A :

$$\begin{aligned} V_A &= V_{A0} + V_{A+} + V_{A-} \\ V_B &= V_{A0} + a^2 V_{A+} + a V_{A-} \\ V_C &= V_{A0} + a V_{A+} + a^2 V_{A-} \end{aligned}$$

Equação 3.1.3 – Equação 3.1.1 reescrita em função do operador a e de componentes de V_A .

Que pode ser reescrita na forma matricial por:

$$\begin{bmatrix} V_A \\ V_B \\ V_C \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V_{A0} \\ V_{A+} \\ V_{A-} \end{bmatrix}$$

Equação 3.1.4 – Forma matricial da Equação 3.2.3.

Em que:

$$A = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix}$$

Esta matriz A é chamada de Matriz de transformação de componentes simétricos e sua inversa é igual a:

$$A^{-1} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \end{bmatrix}$$

Multiplicando-se ambos os membros da **Equação 3.1.4** por A^{-1} , pode-se obter a relação para decompor três fasores assimétricos em seus componentes simétricos.

$$A^{-1} \cdot \begin{bmatrix} V_A \\ V_B \\ V_C \end{bmatrix} = A^{-1} \cdot A \cdot \begin{bmatrix} V_{A0} \\ V_{A+} \\ V_{A-} \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} V_{A0} \\ V_{A+} \\ V_{A-} \end{bmatrix} = A^{-1} \cdot \begin{bmatrix} V_A \\ V_B \\ V_C \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V_A \\ V_B \\ V_C \end{bmatrix}$$

Equação 3.1.5 – Relação para decompor as tensões de um sistema assimétrico em seus componentes simétricos.

A relação encontrada acima poderia ter sido obtida para as correntes ao invés de tensões, conforme segue abaixo:

$$\begin{bmatrix} I_{A0} \\ I_{A+} \\ I_{A-} \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_A \\ I_B \\ I_C \end{bmatrix}$$

Equação 3.1.6 – Relação para decompor as correntes de um sistema assimétrico em seus componentes simétricos.

3.2 – Parâmetros de Sequência de Linhas de Transmissão

Conforme foi visto no Capítulo 2, na **Equação 2.4.1**, uma linha perfeitamente transposta pode ser descrita por sua matriz de impedância:

$$Z_{(abc)} = \begin{bmatrix} Z_S & Z_P & Z_P \\ Z_P & Z_S & Z_P \\ Z_P & Z_P & Z_S \end{bmatrix}$$

Para encontrar a matriz de impedâncias em componentes simétricos deve-se resolver a seguinte equação:

$$V_{(abc)} = Z_{(abc)} \cdot I_{(abc)}$$

Equação 3.2.1 – Relação entre tensão e corrente em linhas de transmissão.

Onde:

$$\begin{cases} V_{(abc)} = A \cdot V_{(0+-)} \\ I_{(abc)} = A \cdot I_{(0+-)} \end{cases}$$

Equação 3.2.2 – Decomposição das matrizes de tensão e corrente em componentes simétricos.

Substituindo-se os dados da **Equação 3.2.2** na **Equação 3.2.1** e multiplicando-se ambos os lados pela matriz inversa de A, tem-se:

$$A^{-1} \cdot A \cdot V_{(0+-)} = A^{-1} \cdot Z_{(abc)} \cdot A \cdot I_{(0+-)}$$

$$V_{(0+-)} = A^{-1} \cdot Z_{(abc)} \cdot A \cdot I_{(0+-)}$$

Logo, a matriz de impedâncias em componentes simétricos de uma linha de transmissão é dada por:

$$Z_{(0+-)} = A^{-1} \cdot Z_{(abc)} \cdot A$$

$$Z_{(0+-)} = \frac{1}{3} \cdot \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \end{bmatrix} \cdot Z_{(abc)} \cdot \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix}$$

$$Z_{(0+-)} = \begin{bmatrix} Z_S + 2Z_P & 0 & 0 \\ 0 & Z_S - Z_P & 0 \\ 0 & 0 & Z_S - Z_P \end{bmatrix}$$

Onde:

$$\begin{cases} Z_0 = Z_S + 2Z_P \\ Z_1 = Z_2 = Z_S - Z_P \end{cases}$$

$$Z_{(0+-)} = \begin{bmatrix} Z_0 & 0 & 0 \\ 0 & Z_1 & 0 \\ 0 & 0 & Z_1 \end{bmatrix}$$

Equação 3.2.3 – Matriz de componentes simétricos de uma linha de transmissão.

3.3 – Parâmetros de Sequência de Linhas de Transmissão em Circuito Duplo

A matriz de impedância de uma linha perfeitamente transposta em circuito duplo pode ser dada pela **Equação 2.4.2**. De maneira análoga ao que foi estudado anteriormente para a matriz de impedância de uma linha de transmissão em circuito simples, pode-se aplicar a matriz de transformação de componentes simétricos e encontrar a matriz de impedância em componentes simétricos.

$$Z_{(0+-)} = A^{-1} \cdot Z_{(abc)} \cdot A$$

$$Z_{(0+-)} = \begin{bmatrix} Z_0 & 0 & 0 & Z_{m0} & 0 & 0 \\ 0 & Z_1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & Z_1 & 0 & 0 & 0 \\ Z_{m0} & 0 & 0 & Z_0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & Z_1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & Z_1 \end{bmatrix}$$

Equação 3.3.1 – Matriz de componentes simétricos de uma linha de transmissão em circuito duplo.

Onde:

$$\begin{cases} Z_0 = Z_s + 2Z_p \\ Z_1 = Z_2 = Z_s - Z_p \\ Z_{m0} = 3Z_m \end{cases}$$

Equação 3.3.2 – Parâmetros de sequência de uma linha de transmissão em circuito duplo.

CAPÍTULO 4 – FALTAS ASSIMÉTRICAS

Grande parte das faltas que ocorrem nos sistemas é composta por curtos-circuitos assimétricos. As faltas assimétricas podem consistir de faltas assimétricas através de impedâncias, de condutores abertos ou de curtos-circuitos assimétricos. Somente estes últimos serão abordados neste trabalho e podem ser dos seguintes tipos: em apenas uma fase e a terra (curto-circuito monofásico), entre fases (curto-circuito bifásico) e entre duas fases e a terra (curto-circuito bifásico-terra). Os curtos-circuitos podem ou não ser francos, isto é, no caminho da corrente de falta entre duas linhas ou entre as linhas e a terra pode existir ou não impedância.

A ocorrência dos curtos-circuitos nos sistemas elétricos de distribuição aéreos primários, de condutores nus, está distribuída estatisticamente da seguinte forma:

<i>Tipo de falta</i>	<i>Ocorrência</i>
Trifásica	5%
Monofásica	70%
Bifásico	15%
Bifásico-terra	10%

Tabela 4.1.1 – Estatística de ocorrência de faltas

A falta assimétrica causa o aparecimento de correntes desequilibradas no sistema elétrico e, portanto, o conhecimento de componentes simétricas abordado anteriormente é de extrema importância quando se deseja determinar as tensões e as correntes em diversos pontos do sistema após a ocorrência da falta.

Serão abordados os tipos mais comuns de faltas assimétricas, porém, uma atenção especial será dada para o caso de falta monofásica (curto-circuito fase-terra) no qual está fundamentado este trabalho. O compromisso deste item será a apresentação didática e objetiva do tema e, para tanto, far-se-á uso da condição de gerador em vazio, pois esta abordagem é suficientemente geral para que as equações dela deduzidas e o algoritmo de solução desenvolvido sejam aplicáveis a qualquer sistema de potência com maior grau de complexidade.

4.1 - Curto-circuito monofásico

O estudo do curto-circuito monofásico com o gerador em vazio forma a base do estudo deste tipo de curto em um sistema de potência onde, para a determinação das correntes na falta, usualmente substitui-se todo o sistema pelo seu equivalente de Thévenin visto do ponto de falta. Considere o esquema da **Figura 4.1** onde é mostrado um gerador equivalente em vazio, ligado em estrela, com o neutro aterrado e com a fase “a” em curto.

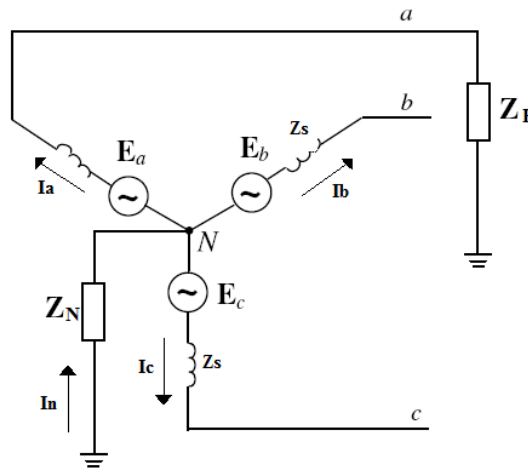


Figura 4.1 - Gerador em vazio com curto—circuito na fase a.

Na condição de curto-circuito sólido na fase “a” para a terra (impedância de falta $Z_F = 0$), têm-se as seguintes situações: $I_a \neq 0$, $I_b = I_c = 0$ e $V_a = Z_F I_a$. Sendo assim, as correntes nas fases do gerador, em componentes simétricas, ficam da seguinte maneira:

$$\begin{bmatrix} I_0 \\ I_+ \\ I_- \end{bmatrix} = 1/3 \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} I_a \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \Rightarrow \begin{bmatrix} I_0 \\ I_+ \\ I_- \end{bmatrix} = 1/3 \begin{bmatrix} I_a \\ I_a \\ I_a \end{bmatrix}$$

Equação 4.1.1 - Correntes do gerador em componentes de sequência.

Originalmente, sob a forma matricial, pode se escrever a equação das tensões terminais do gerador equivalente, em componentes simétricas, de acordo com a **Equação 4.1.2**:

$$\begin{bmatrix} V_{a0} \\ V_{a+} \\ V_{a-} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ E_a \\ 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} Z_0 & 0 & 0 \\ 0 & Z_+ & 0 \\ 0 & 0 & Z_- \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} I_0 \\ I_+ \\ I_- \end{bmatrix}$$

Equação 4.1.2 – Equação do gerador em componentes simétricas.

Em concordância com a teoria de componentes simétricas, as correntes de sequência do gerador em vazio após o curto-circuito, ficam $I_0 = 1/3I_a$, $I_+ = 1/3I_a$ e $I_- = 1/3I_a$. Com isso, conclui-se que $I_0 = I_+ = I_- = 1/3I_a \Rightarrow I_a = 3I_0$. Então, substituindo na **Equação 4.1.2**, tem-se,

$$\begin{bmatrix} V_{a0} \\ V_{a+} \\ V_{a-} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ Ea \\ 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} Z_0 & 0 & 0 \\ 0 & Z_+ & 0 \\ 0 & 0 & Z_- \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} I_+ \\ I_+ \\ I_+ \end{bmatrix} \xrightarrow{\text{tranf. algébricas}} I_{a+} = I_+ = \frac{E_a}{Z_0 + Z_+ + Z_-}$$

$$I_+ = \frac{E_a}{Z_0 + Z_+ + Z_-}$$

Equação 4.1.3 – Equação da corrente de sequência no curto-circuito monofásico.

No caso de o curto-circuito monofásico ocorrer através de uma impedância, basta na **Equação 4.1.3**, substituir E_a pela tensão pré-falta V_{pf} calculada no ponto de falta e acrescentar Z_F assim como na **Equação 4.1.4**.

$$I_+ = I_0 = I_- = \frac{V_{pf}}{Z_0 + Z_+ + Z_- + 3Z_F}$$

Equação 4.1.4 – Equação geral das correntes de sequência no curto-circuito monofásico em um sistema.

É importante ressaltar que a teoria de componentes simétricas apresentada neste trabalho é toda desenvolvida tendo a fase “a” como referência. Portanto, nas equações acima, $I_0 = I_{a0} = I_+ = I_{a+} = I_- = I_{a-}$.

A **Equação 4.1.4** indica como se comporta a corrente durante o curto-circuito monofásico. A **Equação 4.1.4** pode ser utilizada juntamente com as demais para se calcular as tensões no curto em diversos pontos do circuito.

Todo o estudo das faltas assimétricas está fundamentado no conhecimento das redes de sequência, ou seja, para se estudar um curto-circuito assimétrico e seus efeitos no sistema de potência, convém redesenhá-lo como uma associação das redes de sequência zero, positiva e negativa como segue. Como concluído anteriormente, $I_0 = I_+ = I_-$ e, com isso, a teoria de circuitos sugere que as redes de sequência estejam ligadas em série, com as impedâncias de sequência em série com a tensão V_{pf} formando a associação da **Figura 4.2**.

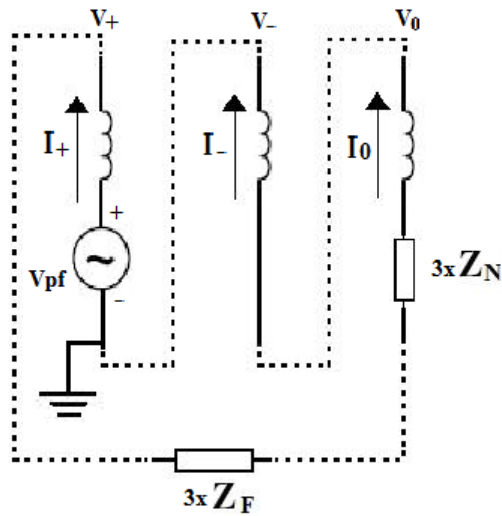


Figura 4.2 – Ligação das redes de sequência para um curto monofásico na fase a.

Todas as tensões e contribuições podem ser determinadas a partir da ligação das redes de sequência. Caso o gerador equivalente tenha o centro da estrela isolado, isto é, caso o neutro não esteja aterrado, a rede de sequência zero estaria aberta ($Z_0 \rightarrow \infty$) e, portanto $I_0 = I_+ = I_- = 0$, isto é, $I_{a0} = I_{a+} = I_{a-} = 0$. Assim, não circularia corrente na fase “a” do sistema, já que esta é a soma de I_{a0} , I_{a-} e I_{a+} .

4.2 - Curto-circuito bifásico

Considere o esquema da **Figura 4.3** onde é mostrado um gerador equivalente em vazio, ligado em estrela com neutro aterrado e com um curto-circuito entre as fases “b” e “c”.

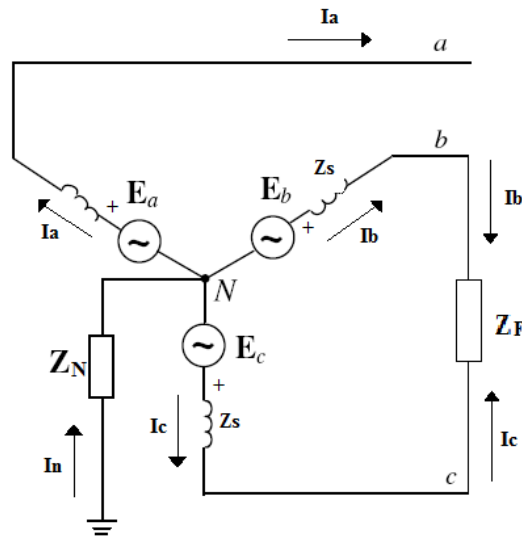


Figura 4.3 - Gerador em vazio com curto—circuito entre as fases b e c.

Nestas condições, para $Z_F = 0$, as tensões e correntes do gerador ficam $I_a = 0$, $I_b = -I_c$ e $V_b = V_c$. Matricialmente tem-se que

$$\begin{bmatrix} I_0 \\ I_+ \\ I_- \end{bmatrix} = 1/3 \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} 0 \\ I_b \\ -I_b \end{bmatrix}.$$

Com isso,

$$I_0 = 1/3(0 + I_b - I_b) \Rightarrow I_0 = 0$$

e

$$I_+ = 1/3(0 + aI_b + a^2(-I_b)) = \frac{a - a^2}{3} I_b$$

$$I_+ = -I_-$$

Equação 4.2.1 – Equação da corrente de seqüência no curto-circuito bifásico.

A **Equação 4.2.1**, juntamente com as anteriores, auxiliam na determinação de todas as tensões e correntes na falta e indicam a forma pela qual as redes de seqüência devem ser associadas no curto-circuito bifásico para representar a falta. Uma vez que as grandezas de

sequência zero não fazem parte das equações, o circuito de sequência zero não fará parte da análise. Das demais equações, pode-se deduzir que os circuitos de sequência positiva e negativa estão em paralelo, conforme mostrado na **Figura 4.4**.

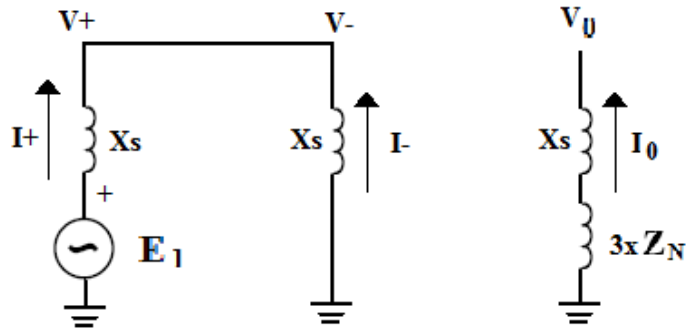


Figura 4.4 (a) – Ligação das redes de sequência para um curto entre as fases a e b.

A ligação em paralelo entre os circuitos de sequência positiva e negativa satisfaz a **Equação 4.2.1**, já que $I_+ = -I_-$.

Com não há ligação com a terra durante a falta, a única ligação com a terra será a do neutro do gerador equivalente, não circulando corrente alguma por ele. Isto está alinhado com o fato de se ter encontrado $I_0 = 0$, já que $I_N = 3I_0$. A presença ou não do neutro aterrado no sistema não influencia a corrente de falta pois, se o neutro estiver aterrado, Z_0 será infinito e V_0 indeterminado, porém as tensões de linha podem ser encontradas pois estas não contém componentes de sequência zero.

No caso mais específico, onde deseja-se estudar um curto bifásico em um sistema elétrico entre as fases b e c através de uma impedância ($Z_F \neq 0$), o procedimento é análogo ao caso monofásico. Sendo assim, tem-se $V_b - V_c = Z_F I_b$ e

$$\begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix} = 1/3 \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} V_0 \\ V_+ \\ V_- \end{bmatrix}$$

Realizando as devidas manipulações algébricas e substituindo em $V_b - V_c = Z_F I_b$, resulta que,

$$V_1 - V_2 = Z_F I_+$$

Assim sendo, para encontrar as correntes no curto bifásico e as tensões em diversas partes do sistema, basta redesenhar o sistema em suas redes de sequência positiva e negativa e, em seguida, encontrar o equivalente de Thèvenin visto do ponto da falta, ou seja,

$$I_+ = -I_- = \frac{V_{pf}}{Z_+ + Z_- + Z_F}$$

Equação 4.2.2 – Equação da corrente de sequência no curto-circuito bifásico em um sistema.

Alinhada com as teorias de circuitos e de componentes simétricas, a **Equação 4.2.2** sugere que, para análise do curto-circuito bifásico, as redes de sequência devem estar associadas da seguinte forma:

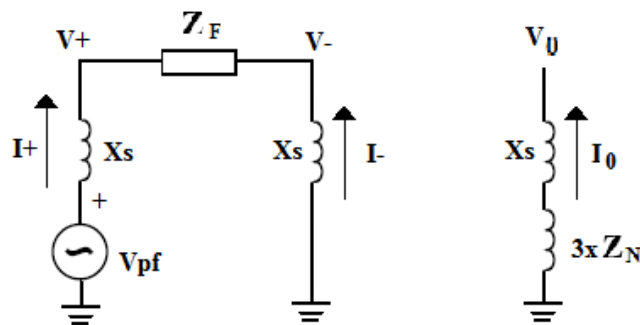


Figura 4.4 (b) – Ligação das redes de sequência para um curto entre as fases a e b com ZF.

4.3 - Curto-circuito bifásico-terra

Considere o esquema da **Figura 4.5** onde é mostrado um gerador equivalente em vazio, ligado em estrela com neutro aterrado, com um curto-circuito entre as fases “b”, “c” e a terra.

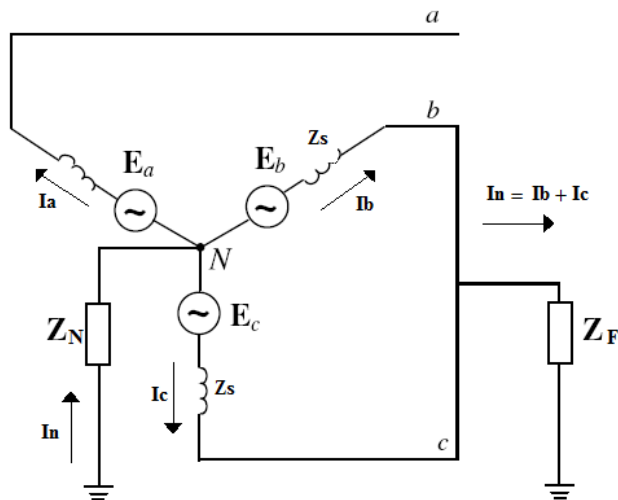


Figura 4.5 - Gerador em vazio com curto-circuito entre as fases b e c e a terra.

Para este tipo de curto-circuito, têm-se as seguintes situações: $I_a = 0$, $V_b = V_c = Z_F(I_b + I_c)$. Com $V_b = V_c$, as componentes simétricas da tensão são dadas por:

$$\begin{bmatrix} V_0 \\ V_+ \\ V_- \end{bmatrix} = 1/3 \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c = V_b \end{bmatrix} \Rightarrow \begin{cases} V_0 = 1/3(V_a + V_b + V_c) \\ V_+ = 1/3(V_a + aV_b + a^2V_c) \\ V_- = 1/3(V_a + a^2V_b + aV_c) \end{cases} \Rightarrow \begin{cases} 3V_0 = V_a + 2V_b \\ 3V_+ = (V_a + (a - a^2)V_b) \\ 3V_- = V_a + (a^2 + a)V_b \end{cases}$$

Como $a + a^2 = -1$ e $a - a^2 = 1$, tem-se que:

$$3V_+ = 3V_- \Rightarrow V_+ = V_-.$$

Por outro lado, sabe-se que $V_a = V_0 + V_+ + V_-$ e $V_b = V_c = Z_F(I_b + I_c)$. Substituindo em $3V_0 = V_a + 2V_b$ vem: $3V_0 = V_0 + V_+ + V_- + 2Z_F(I_b + I_c)$ e, como determinado anteriormente que $V_+ = V_-$, resulta:

$$2V_0 = 2V_+ + 2Z_F(I_b + I_c)$$

$$V_0 = V_+ + Z_F(I_0 + a^2I_+ + aI_- + I_0 + aI_+ + a^2I_-)$$

$$V_0 = V_+ + Z_F(2I_0 + \underbrace{(a^2 + a)}_{-1}I_+ + \underbrace{(a + a^2)}_{-1}I_-)$$

$$V_0 = V_+ + Z_F(2I_0 - I_+ - I_-) \Rightarrow V_0 = V_+ + Z_F(3I_0 - \underbrace{I_0 - I_+ - I_-}_0) \Rightarrow \begin{cases} V_0 = V_+ + 3Z_F I_0 \\ V_+ = V_- \end{cases}$$

A **Figura 4.6** mostra a ligação das redes de seqüência para uma falta entre as fases b e c para o caso em que $Z_F = 0$.

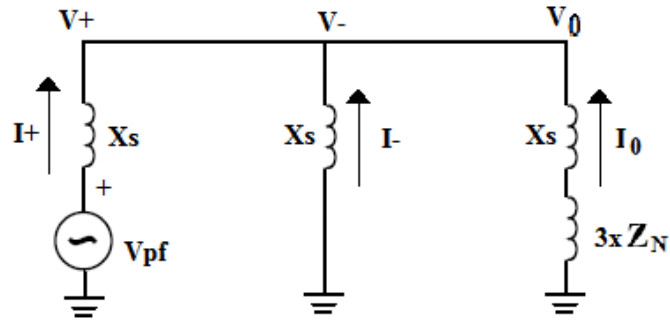


Figura 4.6 – Ligação das redes de seqüência para um curto entre as fases b, c e a terra.

Para o caso em que $Z_F \neq 0$,

$$I_+ = \frac{V_{pf}}{Z_+ + (Z_- // (3Z_F + Z_0))}$$

$$I_- = -I_+ \left(\frac{3Z_F + Z_0}{Z_0 + 3Z_F + Z_-} \right)$$

V_{pf} corresponde à tensão no ponto de falta. Vale ressaltar que, assim como nos itens anteriores, para o caso em que esteja considerando um sistema de potência, basta redesenhar o sistema em suas redes de seqüência positiva, negativa e zero e reduzi-las ao seu equivalente de Thèvenin visto do ponto de falta. A **Figura 4.7** mostra a associação entre as redes de seqüência para o caso em que $Z_F \neq 0$.

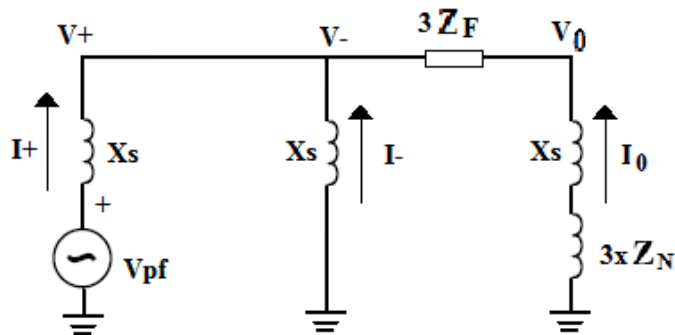


Figura 4.7 – Ligação das redes de seqüência para um curto entre as fases a e b e a terra com Z_F

CAPÍTULO 5 – PROTEÇÃO DOS SISTEMAS ELÉTRICOS

A proteção dos sistemas elétricos é desenvolvida com o objetivo de garantir a continuidade do fornecimento de energia elétrica, de preservar o sistema de danos provenientes de falhas no seu funcionamento e reduzir o risco de acidentes com as pessoas envolvidas na operação e manutenção do mesmo. Portanto, um sistema de proteção visa não somente disponibilizar, à carga, energia elétrica de forma ininterrupta, mas também pode ser interpretado como uma medida de segurança no que diz respeito a perdas financeiras e risco de vida.

A proteção dos sistemas elétricos de potência possui como componente fundamental os relés. Os relés são unidades que, posicionadas estrategicamente no sistema elétrico e em conjunto com outros dispositivos constituintes da proteção (transformadores de corrente, de tensão, disjuntores, entre outros), atuam no sentido de isolar o trecho defeituoso do restante do sistema elétrico.

5.1 – TC e TP

Neste item serão apresentadas informações sobre os primeiros elementos do sistema de proteção desde o sistema elétrico de potência até os elementos atuadores. Os sistemas elétricos operam em níveis de tensão e corrente elevados sendo necessário, para fins de segurança, o uso dos transformadores de corrente e dos transformadores de tensão que são respectivamente o TC e o TP. Estes servem para alimentar os relés com corrente e tensão em níveis mais seguros.

- Transformador de corrente: O TC tem por finalidade transmitir a corrente primária aos instrumentos de medição e proteção em níveis inferiores aos praticados nos sistemas elétricos. Os transformadores destinados à alimentação dos instrumentos também têm por objetivo propiciar um isolamento adequado entre o circuito de alta tensão e os instrumentos de medição e proteção, no entanto sempre reproduzindo no seu secundário a grandeza (tensão ou corrente) que seja uma réplica em escala reduzida da grandeza primária do sistema.

Os TC's possuem diferenças quanto à sua aplicação nos sistemas podendo se dividir em TC de proteção e TC de medição. Para um TC de medição deve-se manter o erro de sua classe de

exatidão para corrente de cargas tal que, $0,1I_{nominal} \leq I_{carga} \leq I_{nominal\ do\ TC}$, ou seja, TC voltados para medição devem manter sua precisão para valores normais da corrente de carga. Suas classes mais usuais são: 0,3; 0,6 e 1,2%. O TC voltado para proteção deve manter sua precisão até o seu erro aceitável para correntes de falta de $20 \times I_N$. Em síntese, a aplicação voltada para medição requer boa exatidão do TC para instrumentos sob condições normais de tensão e corrente de linha e, em contrapartida, a aplicação voltada à proteção requer bom desempenho do TC para instrumentos em situações de falha no sistema, ou seja, situações onde o valor da corrente pode chegar a muitos múltiplos do seu valor nominal, com o nível de tensão igual ou abaixo do normal.

Essa diferença implica nas características construtivas dos núcleos magnéticos do TC onde, para um TC de medição, os núcleos possuem seção menor que para um núcleo de TC de proteção, exatamente com o objetivo de saturarem durante o curto e, assim, limitarem o valor da sobretensão aplicada aos equipamentos de medição a ele conectados.

Um TC consiste, basicamente, de um núcleo de ferro, de um enrolamento primário que em geral é formado por uma única espira que correspondente ao condutor primário do sistema (o enrolamento primário deve ser ligado em série com a carga), e de um enrolamento secundário que é distribuído e espiralado em um núcleo com forma toroidal a fim de que a impedância de dispersão seja minimizada.

Quando há necessidade de se alimentar tanto os circuitos de medição como os de proteção, na maioria das vezes são utilizados TC's separados para cada uma dessas aplicações. Porém, há um tipo de TC no qual, na mesma estrutura, têm-se um TC voltado para a medição e um outro para proteção. Isto é conseguido utilizando-se um TC com três enrolamentos, com braço de medição fino e o braço do enrolamento de proteção mais grosso. Semelhante a qualquer transformador de força, o TC terá uma relação entre as espiras primárias e secundárias, contudo a forma pela qual essa relação é representada difere da terminologia usual. Com isso, conforme pode ser visto na **Equação 5.1.1**, a relação de maior interesse na aplicação dos TC's é a relação entre suas correntes primária e secundária.

$$I_p.N_p = I_s.N_s \therefore I_s = I_p \cdot \frac{N_p}{N_s} \Rightarrow I_s = \frac{I_p}{RTC},$$

Equação 5.1.1 – Relação entre as correntes do TC.

sendo I_p a corrente primária, I_s a corrente secundária e RTC a relação de transformação do TC.

O enrolamento secundário de um TC é sempre operado em curto-circuito ou estando carregado por uma baixa impedância. Portanto, a tensão secundária limita-se a poucos volts em condições normais de carga, e algumas dezenas ou centenas de volts em condições de máxima corrente de falta. Estes valores de tensão devem estar dentro de limites razoáveis no que diz respeito aos níveis de isolamento econômico no circuito secundário.

As características construtivas do TC não permitem que o mesmo possa operar, normalmente, em altitudes superiores a 1 km, em temperaturas superiores à 40° C e nem inferiores à -10° C. Porém, se devidamente projetado, pode operar em condições extremas.

Em condições normais de operação o TC deve ser capaz de suportar continuamente a máxima corrente primária normal de carga. Já quando houver falha no sistema, eles devem estar aptos a suportar as elevadas correntes de curto-circuito nos pequenos períodos de tempo em que permanecerem. Nos Estados Unidos (onde vigora a norma ASA), a corrente secundária nominal contínua máxima é de 5A e é em função deste valor que são indicadas as relações de transformação dos TC's, tais como 200:5 ou 400:5. No Brasil (onde vigora a ABNT), este valor de corrente nominal secundária contínua máxima utilizada também pode ser de 1A.

Quando se trata de TC's direcionados à aplicações de medição, a resposta dos transformadores de corrente é, em linhas gerais, um compromisso econômico entre exatidão e custo. No entanto, para as aplicações direcionadas à proteção, embora também haja uma preocupação com relação entre exatidão e o custo, há um nível mínimo exigido de exatidão para que o relé opere da forma adequada.

Com respeito à carga conectada no secundário do TC, sua diminuição resulta numa melhor exatidão. Essa carga secundária corresponde ao total de impedância externa no circuito secundário do TC. Dispositivos dotados de bobinas de corrente, as quais apresentam algumas poucas espiras de condutor de grande seção transversal, tais como: amperímetros, medidores de fator de potência e relés de proteção, representam cada um, uma carga secundária ao TC. Quando associados em série, a impedância resultante das bobinas de corrente desses dispositivos será a carga total conectada ao secundário do TC.

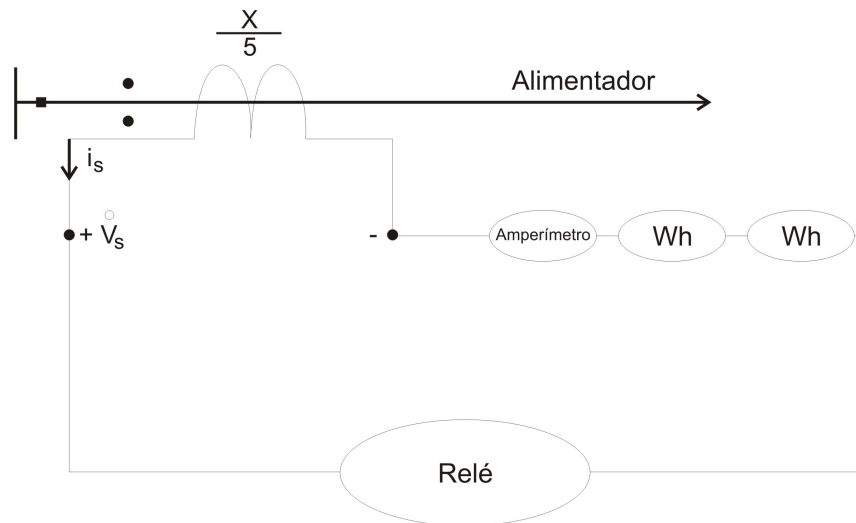


Figura 5.1 – Conexão dos equipamentos no secundário do TC.

Os fabricantes dos dispositivos fornecem as informações referentes à carga de cada um. Porém, devido a problemas de saturação, a maioria desses dispositivos possui impedâncias não lineares, o que significa cargas variando conforme o nível de corrente ou tensão entre os terminais da carga do secundário. Os valores das impedâncias fornecidos pelos fabricantes costumam ser para três níveis de corrente, tais como uma vez, 10 vezes e 20 vezes a corrente nominal, o que é adequado para a maioria dos cálculos. Entretanto, caso valores intermediários sejam necessários, pode-se utilizar a interpolação para os cálculos.

Algumas definições inerentes ao TC se fazem necessárias, visto ao grande emprego deste dispositivo nos sistemas de potência.

1. *Fator de sobrecorrente do TC (F.S.):* denomina-se fator de sobrecorrente do TC a relação entre a máxima corrente de curto-circuito suportada pelo primário do TC e a sua corrente primária nominal, para que o erro da classe de exatidão seja mantido como mostra a **Equação 5.1.2**.

$$FS = \frac{I_{p_{\max \text{ de curto-circuito}}}}{I_{p_{\text{nominal}}}}$$

Equação 5.1.2 – Fator de sobrecorrente do TC.

Os valores do fator de sobrecorrente de um TC são normalizados de acordo com a norma reguladora do sistema elétrico vigente em cada país. Pela ASA, norma vigente nos EUA, o valor

padronizado para o fator de sobrecorrente é 20; pela ABNT, norma vigente no Brasil, os valores de F.S. são 5, 10, 15 e 20.

2. *Classe de exatidão do TC de acordo com a ASA:* de acordo com a norma norte americana, o erro do TC é definido com sendo a máxima tensão que pode aparecer no secundário do TC no instante em que é percorrido pela máxima corrente de curto-circuito, respeitando seu fator de sobrecorrente. Pela ASA, podem-se adotar as combinações de classe de exatidão mostradas na **Expressão 5.1.1**:

$$\left[\begin{array}{c} 2,5 \\ 10 \end{array} \right] \left[\begin{array}{c} L \\ H \end{array} \right] \left[\begin{array}{c} 10 \\ 20 \\ 50 \\ 100 \\ 200 \\ 400 \\ 800 \end{array} \right]$$

Expressão 5.1.1 – Combinações para classe de exatidão segundo a ASA.

Para exemplificar, considere um TC classe **10L200**; isto equivale a dizer que trata-se de um TC de baixa reatância (low reactance) e que, quando a corrente secundária de curto-circuito for de 100A, poderá ter no máximo 200V para que o erro da classe de exatidão não exceda 10%.

TC's destinados à proteção possuem classe de exatidão 2,5% ou 10% e TC's voltados para medição têm classe de exatidão 0,3; 0,6 ou 1,2%.

Classe de exatidão pela ABNT: A classe de exatidão segundo a ABNT é a máxima potência aparente, em VA, que se pode conectar no secundário do TC em regime permanente ($I_s=5A$) tal que, quando ocorre a máxima corrente de curto-circuito limitada pelo F.S., o erro do TC não excede o da sua classe de exatidão.

Pela ABNT, as possíveis combinações da classe de exatidão são mostradas na **Expressão 5.1.2**.

$$\begin{matrix} \begin{matrix} [A] \\ [B] \end{matrix} \begin{matrix} [2,5] \\ [10] \end{matrix} [F] \begin{matrix} [5] \\ [10] \\ [15] \\ [20] \end{matrix} [C] \begin{matrix} [12,5] \\ [25] \\ [50] \\ [100] \\ [200] \\ [400] \\ [800] \end{matrix} \end{matrix}$$

Expressão 5.1.2 – Combinações para classe de exatidão segundo a ABNT.

Para exemplificar, considere a nomenclatura TC classe **A2,5F10C400**; a letra A quer dizer que se trata de um TC de alta reatância, o 2,5 representa o erro admissível da classe de exatidão, o F antecipa que, em seguida será citado o fator de sobrecorrente que, neste caso, vale 10 e o C significa que a carga secundária em VA do TC para corrente de 5A equivale, neste caso, a 400VA.

3. *Fator térmico do TC:* fator térmico (F.T.) corresponde ao valor que se deve multiplicar a corrente primária nominal para se obter a máxima corrente primária que se pode suportar em regime permanente, operando em condições normais e sem que exceda o limite térmico especificado para sua classe de isolamento.

$$F.T. = I \frac{P_{\text{máx}}}{I_{p_{\text{nominal}}}}$$

Equação 5.1.3 – Fator térmico do TC.

4. *Limite térmico do TC (L.T.):* ou Limite de Corrente de Curta Duração Para Efeito Térmico, é a máxima corrente primária simétrica que o TC pode suportar pelo tempo determinado de 1s, com o enrolamento secundário em curto-circuito, sem exceder os limites de temperatura especificados pela classe de isolamento.

Semelhante ao L.T., existe o Limite de Corrente de Curta Duração Para Efeito Dinâmico que é o maior valor eficaz da corrente primária assimétrica que o TC deve suportar pelo tempo de 1s e com o secundário em curto-circuito, sem que os esforços eletromecânicos e de aquecimento comprometam a integridade mecânica do TC.

- Transformadores de Potencial Capacitivo: O TP é uma unidade monofásica responsável por transmitir o sinal de tensão a instrumentos de medição, proteção e controle. A alta tensão será a tensão do barramento da linha de transmissão ou do barramento ao qual o primário do TP esteja conectado. A tensão de secundário do TP é normalizada em 115V.

Nos transformadores de potencial não há necessidade de se levar em consideração uma série de fatores que foram analisados no caso do dimensionamento do transformador de corrente, pois a ligação em derivação com a rede faz com que as correntes do curto-circuito não tenham a mesma influência que elas têm nos TC's. A precisão de um transformador de potencial deve ser mantida dentro de determinados limites para fins de medição, o que é consideravelmente mais fácil do que no caso dos TC's, pois a faixa de tensões é muito menor que a de correntes.

A carga nominal secundária do transformador de potencial é definida como sendo a máxima potência aparente em VA, acrescida do fator de potência. A carga resultante será a soma de todas as cargas associadas em paralelo. Os erros de relação e ângulos maiores que os especificados poderão ocorrer em função de cargas excessivas. Como as quedas de tensão na impedância de dispersão são, em grande parte, função do fator de potência da carga, usualmente faz-se a correção deste valor.

No estudo dos TP's, uma terminologia muito utilizada é a potência térmica do TP, que corresponde à máxima potência aparente que o TP pode fornecer, em regime permanente, sem que esta exceda seu limite de elevação de temperatura estabelecido pelo seu isolamento. O valor mais comum de Potência Térmica é 3.000 VA.

Na operação em tensões acima de 138KV, a utilização do TP eletromagnético comum torna-se construtivamente impossibilitada devido ao isolamento (o TP pode ser aplicado sozinho em linhas com tensões de até 69kV). Para que o TP pudesse operar em tais condições, seria necessário adequar sua isolação o que o tornaria pesado e de grandes dimensões. Nestas condições, é exigido um dispositivo auxiliar e os divisores capacitivos de potencial (DCP's) são os mais utilizados. Estes equipamentos são constituídos basicamente de dois bancos de capacitores C1 e C2, que, associados como na **Figura 5.2**, formam um divisor de tensão (possuem também a função de acoplamento do transmissor e receptor "Carrier" para transmissão e recebimento de dados informativos do sistema de potência). O DCP é instalado na subestação próximo ao barramento da linha de transmissão, um em cada fase, e a informação do secundário

para os equipamentos de controle, proteção e medição é, normalmente, captada através de um transformador indutivo de tensão primária de cerca de 15KV.

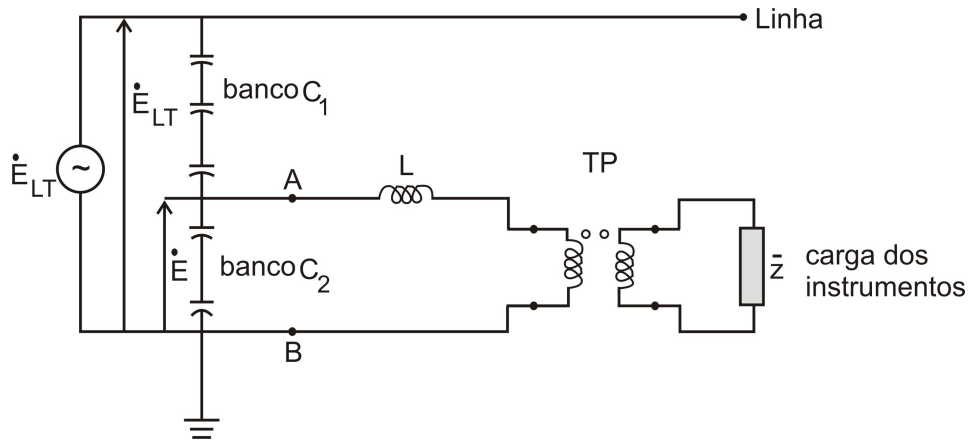


Figura 5.2 – Divisor capacitivo de potencial.

5.2 - Relés

O relé corresponde ao elemento fundamental dos sistemas de proteção assumindo funções de detecção, comparação e comando quando de condições indesejáveis ao sistema elétrico dando início, assim, a operações de manobra (acionamento dos disjuntores) e sinalização.

5.2.1 - Características gerais

Os diversos tipos de relés podem ser agrupados em algumas categorias, como segue abaixo:

- quanto à grandeza física de atuação: elétrica, mecânica, térmica, entre outras.
- quanto à natureza da grandeza responsável por colocá-lo em funcionamento (natureza a que respondem): corrente, tensão, frequência, potência, pressão, entre outras.
- quanto às características construtivas: eletromecânicos, mecânicos, eletrônicos, estáticos, digitais entre outros.
- quanto à funcionalidade: sobrecorrente e subcorrente, direcional de corrente ou potência, tensão ou potência, de distância, diferencial, entre outros.

- quanto ao posicionamento dos contatos (com circuito desenergizado): contato normalmente aberto ou normalmente fechado;
- quanto à aplicação: máquinas rotativas (motores e/ou geradores) ou estáticas (transformadores), linhas de transmissão, linhas de distribuição aéreas ou subterrâneas, equipamentos em geral;
- quanto ao tempo de atuação: instantâneo (sem retardo proposital) e temporizado (mecânica, elétrica ou eletronicamente).

Os relés nos sistemas de proteção atuam em três frentes diferentes; são elas:

- relés de atuação primária: atuam no sentido de estabelecer, ao redor de cada elemento do sistema de potência, uma região de proteção separada, com vistas à seletividade.
- relés de atuação secundária: atuam quando os relés primários encontram-se em manutenção ou na falha destes. Só é utilizado, por questões econômicas, para preservar determinados elementos do sistema de potência de situações de curto-circuito.
- relés de atuação auxiliar: possuem função de sinalização, temporização ou atuam como multiplicadores de contatos.

Para que os relés atendam a essas finalidades, os mesmos devem possuir:

- simplicidade (confiabilidade) e robustez (resistindo aos esforços mecânicos impostos pela corrente de defeito) o quanto possível;
- rapidez (por razões inerentes à estabilidade do sistema) o quanto possível, independentemente da intensidade, natureza e localização do defeito;
- ter baixo consumo próprio (especificação dos redutores de medida);
- boa sensibilidade (a corrente de defeito pode ser inferior à nominal, e a tensão quase se anular);
- realizar contatos sólidos (evitando centelhamento que acarretam o desgaste prematuro);
- manter sua regulação, independentemente da temperatura externa, variações de frequência, vibrações, campos externos, entre outros.

5.2.2 – Relé de sobrecorrente

Os relés comportam-se como sensores que monitoram em tempo integral as condições de operação do sistema elétrico. Quando o sistema é submetido a condições anormais, representadas mais comumente por curtos-circuitos, a corrente proveniente de anormalidade sensibiliza o relé de sobrecorrente e este, por sua vez, entra em operação promovendo a abertura dos disjuntores associados a ele. Com isso, o trecho defeituoso é desligado, permanecendo isolado do restante do sistema.

O relé de sobrecorrente é caracterizado por uma corrente de ajuste (mais adiante será visto que a corrente de ajuste é denominada “tap do relé”), ou seja, no momento de uma anomalia, quando o parâmetro sensível do relé (no caso a corrente) excede o valor de ajuste do seu sensor, o relé atua instantaneamente ou temporizadamente, de acordo com a aplicação.

De forma geral, os relés de sobrecorrente possuem a seguinte classificação:

<i>Aspectos construtivos</i>	<i>Formas de atuação</i>	<i>Instalação</i>	<i>Corrente de ajuste</i>	<i>Tempo de atuação</i>
eletromecânicos	Atuação direta	Relé de primário	Tracionamento da mola	instantâneo
estáticos	Atuação indireta	Relé de secundário	Varição de entreferro	temporizado
digitais			Troca de TAP's na bobina magnetizante	
mecânicos			Varição de elementos no circuito	
eletrônicos			Controle através de software	

Tabela 5.2.2.1 – Classificação dos relés de sobrecorrente.

- Relé eletromecânico: Corresponde ao mais usual dos relés e possui, como princípio fundamental de funcionamento, o movimento mecânico ocasionado basicamente pelo fenômeno de atração eletromagnética. Os relés são acionados por tais movimentos que são responsáveis pelo fechamento e abertura dos seus contatos.

O relé eletromecânico pode atuar de duas formas fundamentais: baseado na indução eletromagnética e os de atração eletromagnética. Este último assemelha-se a um eletroímã e possui o funcionamento mais simplificado dentre os dois tipos citados acima. O relé de indução eletromagnética (ou relé motorizado, como também é conhecido), representado mais comumente pelo relé tipo medidor de kWh, tem seu princípio de funcionamento baseado no motor de indução, onde o giro de um rotor (oriundo da interação entre o fluxo induzido no rotor e o fluxo aplicado externamente) ocasiona o fechamento de um contato NA do relé que aciona um mecanismo responsável pela abertura do disjuntor associado.

Já o relé de atração eletromagnética, que está apresentado na **Figura 5.3** e que será tratado de forma mais detalhada, possui (na sua forma mais comum) uma parte móvel correspondente a uma alavanca ou braço articulado com um contato metálico em uma das extremidades tal que, quando atraído pela força magnética determinada pela tendência de redução da energia magnética armazenada, acaba por fechar o circuito C.C. auxiliar produzindo a corrente responsável pela ativação do disjuntor ou dispositivos destinados à sinalização.

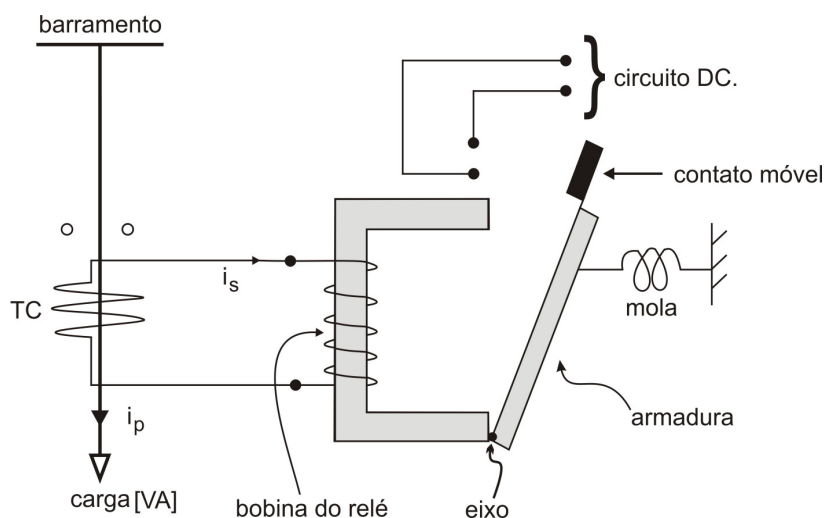


Figura 5.3 – Relé de alavanca.

O relé de atração eletromagnética opera no sistema de proteção em conjunto com um T.C. O relé é posto a operar quando, no momento de uma falha no circuito a ser protegido, a corrente que percorrer o secundário do T.C., que é a mesma responsável por magnetizar a bobina de magnetização do relé, for superior à menor corrente necessária para gerar um campo magnético suficiente para acionar a alavanca da parte móvel. A operação do relé é limitada pelo menor valor de intensidade do campo magnético suficiente para vencer as forças impostas pelos contatos mecânicos das partes móveis do equipamento (forças contrárias ao movimento da alavanca). Com isso, pode se definir o Limiar de Operação do Relé que corresponde ao lugar geométrico de todas as correntes capazes de igualar a força magnética gerada pela bobina de magnetização às forças mecânicas impostas pelas partes móveis. As forças mecânicas, que correspondem às forças que se opõem ao movimento de rotação da alavanca (tais como o atrito nos mancais dos eixos) juntamente com outros fatores como imperfeições na elasticidade da mola de retenção, dilatação diferenciada nos diversos componentes provocada pelo efeito da temperatura, pressão

atmosférica e umidade do ar que causam corrosão e modificam a densidade do ar que envolve o relé, podem causar imprecisões no conceito de Limiar de operação do relé.

A menos das considerações feitas no parágrafo anterior a respeito da imprecisão provocada na corrente de ajuste do relé, quando o relé se encontra no limiar de operação, qualquer incremento de corrente percebido pelo secundário do T.C. (considerando linear o fluxo no interior do núcleo ferromagnético do relé) será suficiente para mover a alavanca e pôr o relé em funcionamento.

A corrente responsável pelo limiar de operação, de agora em diante será denominada tap do relé.

Em sistemas de proteção, a fim de garantir uma segura e adequada operação do relé, o tap do relé pode ser ajustado de acordo com a **Inequação 5.2.2.2** mostrada abaixo.

$$(1,4 \text{ a } 1,5) \times I_{\text{nominal de carga}} \leq I_{\text{ajuste do relé}} \leq \frac{I_{\text{curto mínimo no final do circuito protegido}}}{1,5}$$

***Inequação 5.2.2.1** – Adequação na operação do relé.*

De acordo com a **Inequação 5.2.2.1**, deve-se deixar uma folga de 40% a 50% na corrente de carga para que o relé absorva, sem operar, as flutuações da carga inerentes a operação do sistema.

O tap do relé é escolhido o mais próximo possível do limite inferior na **Inequação 5.2.2.1** para que se tenha garantia de um bom funcionamento. Para tanto, a mínima corrente de curto-circuito, ou seja, aquela que ocorre no final do alimentador onde está posicionada a proteção, é substancialmente maior do que o tap do relé. Isto justifica a presença do fator 1,5 que aparece dividindo o terceiro termo da **Inequação 5.2.2.1** para que se tenha o mínimo valor da corrente de curto-circuito 50% maior do que o tap do relé. Isto garante uma força magnética agindo na alavanca suficientemente grande tal que sobreponha todos os efeitos adversos ao movimento citados anteriormente.

Dentre as formas de se ajustar o tap do relé, podem ser citadas:

1. ajuste através do tracionamento da mola de retenção.
2. variação no entreferro da alavanca.
3. bobina magnetizante com vários tap's disponíveis.

Para entender o ajuste do tap do relé pelo método de ajuste do tap da bobina magnetizante, que é o método de ajuste mais largamente empregado nos sistemas de proteção, é necessária a compreensão da **Expressão 5.2.2.2**.

$$I_{\text{falta}} \rightarrow F_{mm} = N \times I_s \rightarrow \text{força magnética} \rightarrow \text{alavanca atraída}$$

Expressão 5.2.2.2 – Sequência de eventos no momento da falta

No momento da falta, a corrente I_s é percebida no secundário do T.C. A força magnética responsável por atrair a alavanca é uma função do quadrado do fluxo magnético que tem origem na corrente alternada I_s .

A força magnética necessária para atrair a alavanca é proveniente da força magnetomotriz F_{mm} . O princípio do método reside no fato de que tal força pode ser gerada pelas várias combinações entre I_s e N , onde N é o número de espiras da bobina magnetizante.

Pela **Figura 5.3**, pode-se combinar I_s e N de 3 formas diferentes a fim de se obter a mesma F_{mm} e, conseqüentemente, a mesma força magnética de atração da alavanca.

No tap de 1A tem-se: $1A \times 100\text{espiras} = 100A.e.$

No tap de 2A tem-se: $2A \times 50\text{espiras} = 100A.e.$

No tap de 4A tem-se: $4A \times 25\text{espiras} = 100A.e.$

E assim por diante. Todas as combinações acima resultam em um mesmo fluxo magnético e, portanto, em uma mesma força magnética de atração agindo na alavanca.

Convencionou-se chamar de Múltiplo (M) do relé o termo utilizado para mensurar quantas vezes a corrente da falta é superior ao tap do relé; o cálculo do múltiplo do relé é mostrado na **Equação 5.3**.

$$M = \frac{I_s}{\text{Tap}} = \frac{I_p}{RTC \times \text{Tap}}$$

Equação 5.2.2.1 – Múltiplo do relé

- Relé de indução: A estrutura apresentada na **Figura 5.4** corresponde ao relé de disco de indução por bobina de sombra.

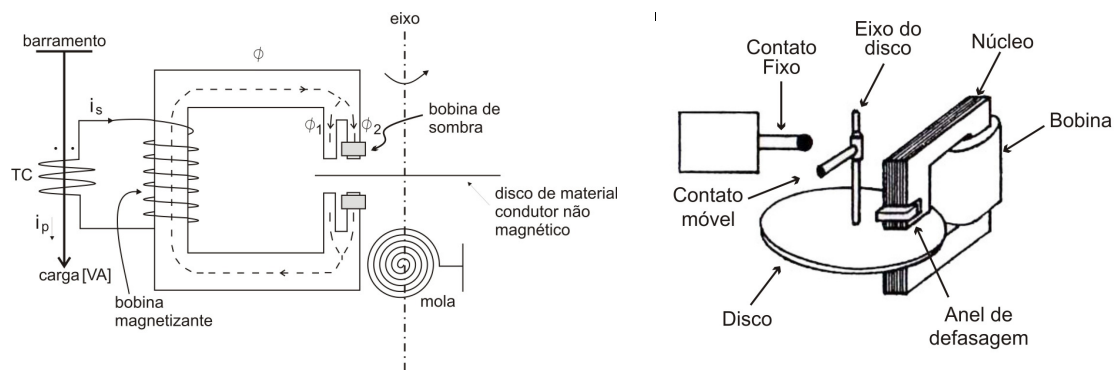


Figura 5.4 – Representação do relé de disco de indução com bobina de sombra.

O princípio de funcionamento deste relé baseia-se na interação de dois fluxos magnéticos: um primeiro fluxo ϕ , que tem origem na força magnetomotriz gerada pela corrente alternada I_s quando esta percorre a bobina magnetizante e um segundo fluxo, de oposição à variação do primeiro, originado pela corrente induzida no anel de sombra, de acordo com a Lei de Lenz. Da interação destes dois fluxos resultam $\phi_1(t)$ e $\phi_2(t)$, de acordo com a **Figura 5.4**. O fluxo $\phi_1(t)$ está em fase com o fluxo original ϕ , gerado inicialmente devido a I_s , e o fluxo $\phi_2(t)$, ligeiramente defasado em relação à $\phi_1(t)$, percorre o braço do núcleo magnético onde está posicionada a bobina de sombra.

As correntes induzidas por esses campos em um condutor móvel constituído por um disco (como rotor de motor de indução) fazem surgir forças magnéticas associadas e que, por sua vez, proporcionam o conjugado que movimenta o disco móvel. As equações envolvendo as grandezas magnéticas que regem o conjugado magnético responsável pelo movimento do disco serão brevemente discutidas nos parágrafos que se seguem. A **Figura 5.5** mostra como estão dispostas sobre o disco as grandezas envolvidas na formação do conjugado magnético.

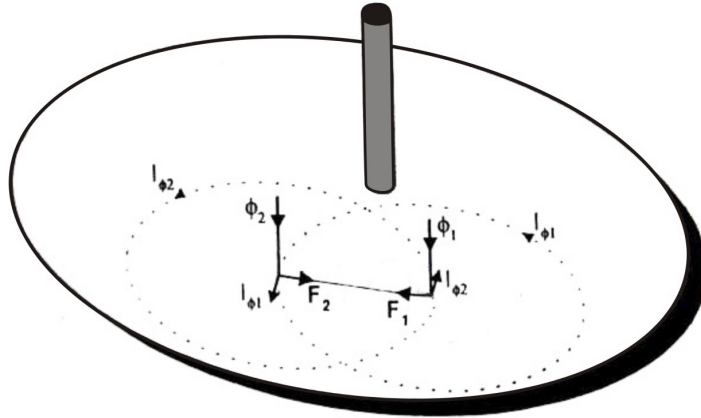


Figura 5.5 – Correntes induzidas no disco do relé.

Os fluxos que incidem perpendicularmente ao disco possuem comportamento senoidal e, pela Lei de Lenz, induzem tensões que estão defasadas por 90 graus em relação aos fluxos que as originam. As correntes induzidas encontram-se praticamente em fase com as respectivas tensões e podem ser expressas genericamente por:

$$i_1(t) = \frac{e_1(t)}{R} = -\frac{Kn}{R} \frac{d\phi_1(t)}{dt}$$

Equação 5.2.2.2 – Corrente induzida devido ao fluxo $\phi_1(t)$.

$$i_2(t) = \frac{e_2(t)}{R} = -\frac{Kn}{R} \frac{d\phi_2(t)}{dt}$$

Equação 5.2.2.3 - Corrente induzida devido ao fluxo $\phi_2(t)$.

Sendo, $\phi_1(t) \approx \Phi_1 \cos(\omega t)$ e $\phi_2(t) \approx \Phi_2 \cos(\omega t + \theta)$, R a resistência do disco e K uma constante de proporcionalidade.

Com isso, assumindo as direções e os sentidos das grandezas assinaladas na **Figura 5.5**, aparecem, agindo no disco, as forças eletromagnéticas que darão origem ao conjugado eletromagnético e que possuem direção e sentido obtidos com o auxílio da “regra da mão direita”, ou seja, $F_1 \approx \phi_1(t) \times I\phi_2$ e $F_2 \approx \phi_2(t) \times I\phi_1$.

Assim sendo, como as forças F_1 e F_2 atuam no plano do disco, isto é, são colineares, a força resultante terá a forma $F_R = F_2 - F_1$ e será proporcional à

$F_R \approx (\phi_2 \times I_1 - \phi_1 \times I_2) \propto \left(\phi_2 \times \frac{d\phi_1(t)}{dt} - \phi_1 \times \frac{d\phi_2(t)}{dt} \right)$. Substituindo-se as derivadas das **Equações**

5.2.2.2 e 5.2.2.3 e aplicando-se as devidas relações trigonométricas, obtém-se:

$$F_R \approx \Phi_1 \cdot \Phi_2 [\text{sen}(\omega t + \theta) \times \cos \omega t - \text{sen} \omega t \times \cos(\omega t + \theta)] \approx \Phi_1 \cdot \Phi_2 \text{sen} \theta$$

Equação 5.2.2.4 – Força magnética resultante no disco.

Sendo θ a defasagem entre os fluxos $\phi_1(t)$ e $\phi_2(t)$.

Através da **Equação 5.2.2.4**, pode-se constatar que a força resultante atuante no disco produz um conjugado máximo para um ângulo $\theta = 90^\circ$ o que seria impraticável, já que a bobina de sombra consegue produzir defasagens de 20° a aproximadamente 30° .

Outra constatação seria que, na **Equação 5.2.2.4**, embora as grandezas possuam características senoidais, o conjugado produzido pela força resultante F_R é constante proporcionando, assim, um movimento giratório no disco livre de vibrações.

Pode-se notar que o relé de indução discutido neste item possui como fonte única de energia a bobina magnetizante excitada pela corrente I_s do secundário do T.C., isto é, o relé possui uma só grandeza de atuação. Sendo assim, este relé não possui característica direcional (o conjugado depende do quadrado de I_s , pois $\phi_1(t)$ e $\phi_2(t)$ foram produzidos por esta mesma corrente). No próximo item, será apresentado o relé direcional que, quando aplicado em um sistema de proteção em conjunto com o relé de indução, viabilizará a proteção confiável não apenas para sistemas radiais, mas também para sistemas em anel.

5.2.3 – Relé direcional

Neste item será brevemente apresentado o relé direcional que, quando utilizado em conjunto com o relé de indução da seção anterior, confere características radiais a sistemas em anel.

O relé direcional a ser utilizado neste trabalho, ou relé de duas grandezas, como também é conhecido, é identificado pelo número 67 e necessita de duas grandezas de atuação que são a tensão, utilizada como grandeza de polarização e a corrente como grandeza de atuação. Tal relé

será utilizado como elemento direcional com o objetivo apenas de discriminar a direção para auxiliar o funcionamento do relé de indução.

A **Figura 5.6** mostra esquematicamente o relé de sobrecorrente direcional. A característica de direcionalidade é possível devido à comparação de fase dos fasores tensão de polarização e corrente de operação.

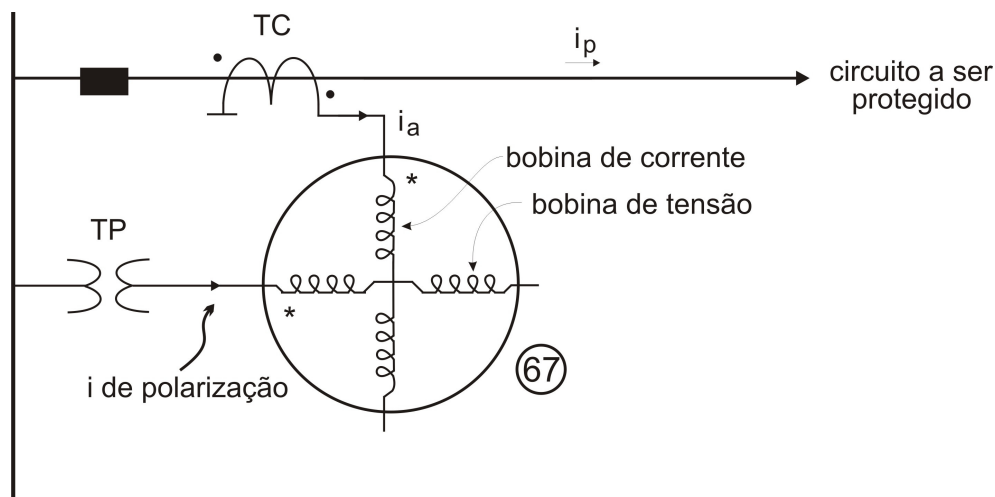


Figura 5.6 – Diagrama unifilar do relé direcional.

Na **Figura 5.6** observa-se a existência das bobinas em quadratura alimentadas pela corrente do sistema e outra pela tensão de polarização. A corrente da fase a ser protegida entra, através do secundário do T.C., pela marcação da bobina de corrente e a tensão de polarização através do secundário do T.P.

5.3 – Proteção de distância

Um sistema de potência está sempre passando por alterações em sua configuração original, seja por incrementos de carga naturais à expansão do sistema e também por manobras (transferência de carga) com o objetivo de garantir a continuidade do fornecimento de energia elétrica. Isso representa um problema já que relés de sobrecorrente operam ajustados para atender determinada configuração do sistema elétrico em questão.

Para contornar tal problema, pode-se fazer uso do relé de distância que constitui uma proteção fácil de ajustar e coordenar já que este tem seu princípio de funcionamento baseado na

medição do parâmetro da linha de transmissão desde o ponto de sua instalação até o ponto onde se localiza a carga ou o ponto da falta, isto é, o relé opera em base à admitância, reatância ou impedância vista pelo relé. Os parâmetros admitância, reatância e impedância são proporcionais à distância.

Os relés de distância são identificados pelo número 21 e são os seguintes: relé de admitância, relé de impedância e o relé de reatância.

- Relé de impedância: Este relé possui duas grandezas básicas em sua operação: a tensão, que corresponde à grandeza de restrição e a corrente elétrica como grandeza de operação. Na **Figura 5.7** está representado esquematicamente o relé de impedância. Observa-se que a tensão produz conjugado negativo opondo-se à ação de fechamento dos contatos do relé e, em contrapartida, a corrente produz conjugado positivo agindo, portanto, em favor da ação de fechamento dos contatos do relé.

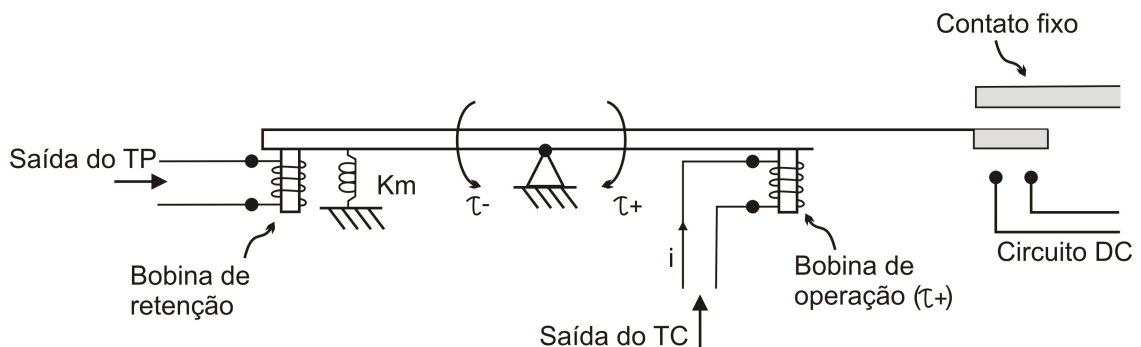


Figura 5.7 – Princípio de funcionamento do relé de impedância.

Abaixo serão mostrados os fundamentos da operação do relé de impedância. Em base à **Figura 5.7**, o conjugado resultante da ação das forças que agem no braço pode ser escrito como $\tau_{operação} = K_1 I^2 - K_2 V^2 - K_m$ sendo K_m o conjugado imposto pela mola de restrição. No limiar da operação, ou seja, na situação onde o conjugado resultante atuando no pivô é nulo, tem-se que $K_1 I^2 - K_2 V^2 - K_m = 0 \Rightarrow K_2 V^2 = K_1 I^2 - K_m$. Dividindo toda a equação por $K_2 I^2$ e, em seguida, cancelando-se os termos comuns ao numerador e ao denominador, resulta:

$$\frac{K_2 V^2}{K_2 I^2} = \frac{K_1 I^2}{K_2 I^2} - \frac{K_m}{K_2 I^2}$$

$$Z^2 = \left(\frac{V}{I}\right)^2 = \frac{K_1}{K_2} - \frac{K_m}{K_2 I^2}$$

Equação 5.3.1 – Equação da impedância vista pelo relé.

A **Equação 5.3.1** representa a impedância vista pelo relé no momento da falta. No momento do curto-circuito, a corrente é elevada e, com isso, a Equação 5.3.1 pode ser aproximada para a **Equação 5.3.2**, pois o termo $\frac{K_m}{K_2 I^2} \cong 0$.

$$Z = \sqrt{\frac{K_1}{K_2}} = \text{constante}$$

Equação 5.3.2 – Equação da impedância simplificada vista pelo relé.

Sabe-se que o número complexo que representa a impedância da malha de falta é dado por $Z = R + jX = \sqrt{R^2 + X^2} \Rightarrow Z^2 = R^2 + X^2 = K = \text{constante}$.

Baseado no desenvolvimento realizado até aqui, segue à análise da característica do limiar de operação do relé de impedância. Através da **Equação 5.3.2** e do diagrama fasorial representado na **Figura 5.8**, pode-se notar que as impedâncias que demarcam os lugares geométricos do limiar de operação do relé formam uma circunferência com centro na origem e raio igual à constante K.

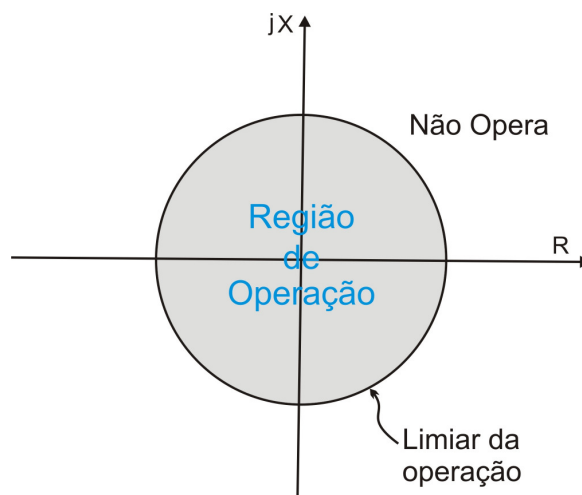


Figura 5.8 – Limiar de operação do relé de impedância.

Para as impedâncias que estão posicionadas sobre a circunferência, o relé encontra-se no limiar de operação, para as impedâncias que se encontram no interior da circunferência, o relé opera e, por fim, para impedâncias fora da circunferência o relé não opera.

Com isso, conclui-se que o raio da circunferência representa a impedância de ajuste do relé (tap do relé), isto é, o relé opera quando a impedância vista pelo relé no momento do curto for menor que o tap do relé e isto ocorre, mecanicamente, quando o conjugado favorável ao fechamento do contato do relé (conjugado produzido pela corrente de curto-circuito) for superior ao conjugado de restrição.

Uma desvantagem do relé de impedância é a sua não direcionalidade que pode ser constatada pela simples observação do diagrama R-X da **Figura 5.8**.

Para melhor explicar a característica não direcional do relé de impedância, considere o relé 21 posicionado como mostrado no sistema da **Figura 5.9**, onde é mostrada uma linha de transmissão particionada em dois trechos distintos: um de comprimento \overline{AB} e outro de comprimento \overline{BC} . Suponha o relé de impedância ajustado para perceber uma impedância de 80% do trecho \overline{BC} . Afirmer que o relé de impedância 21 não possui direcionalidade na proteção do sistema significa dizer que a região de atuação do relé corresponde a 80% do trecho \overline{BC} , já que o relé está instalado aproximadamente no ponto B. Portanto, com o auxílio do plano R-X da **Figura 5.10** pode-se observar que o relé atuará tanto à jusante do ponto B (80% de \overline{BC}) quanto para trás (80% do trecho \overline{AB}). Caso se deseje que o relé de impedância opere somente para impedâncias vistas à frente do ponto B, é necessário que o mesmo esteja monitorado por um relé direcional 67.

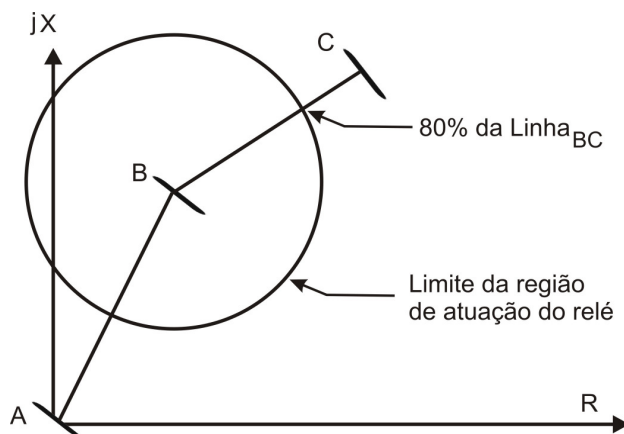


Figura 5.9 – Região de atuação do relé de impedância.

Quando operando juntamente com o relé 67 no sistema de potência, o relé de impedância adquire característica direcional e torna-se capaz de eliminar faltas que ocorram somente à frente do ponto onde está posicionado. Isto permite que o relé 21 possa ser empregado para proteger um sistema em anel. Tal característica pode ser vista na **Figura 5.10**.

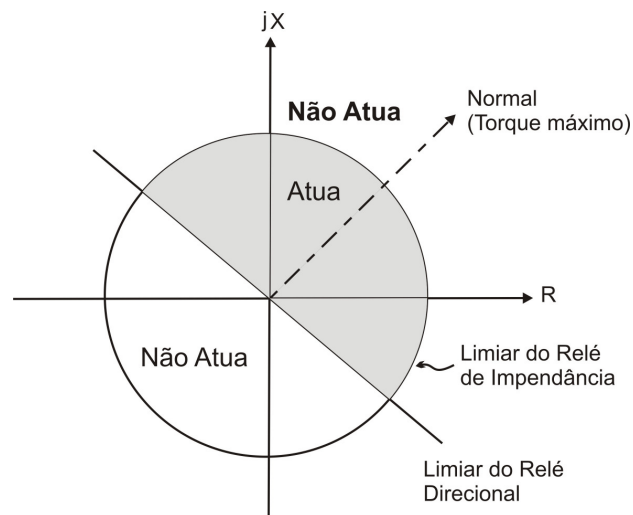


Figura 5.10 – Diagrama R-X com o acoplamento dos relés 21 e 67.

Outra característica do relé de impedância que deve ser discutida é a temporização, isto é, sua capacidade de agir de forma temporizada em outras zonas de atuação (a zona de 80% do trecho \overline{BC} discutida anteriormente refere-se à zona de atuação instantânea do relé de impedância).

Geralmente o relé de impedância é dotado de 3 zonas de atuação (em alguns casos 4) onde as 2ª e a 3ª zonas são temporizadas. Considerando-se o relé de impedância anterior ajustado para uma impedância equivalente a 80% da linha (1ª zona) à jusante do relé em questão corresponde ao trecho em que o relé atuará de forma instantânea, ou seja, atuará o elemento instantâneo do relé. Já a 2ª zona é ajustada para uma impedância que corresponde a 100% da linha (1ª zona + 20% restantes) mais 50% da linha seguinte. E, por fim, a 3ª zona que é ajustada para abranger os 100% da linha anterior mais 100% da linha seguinte. A 3ª zona possui um tempo de atuação maior que o da 2ª zona e assim por diante, caso existissem outras zonas de atuação temporizada para o relé.

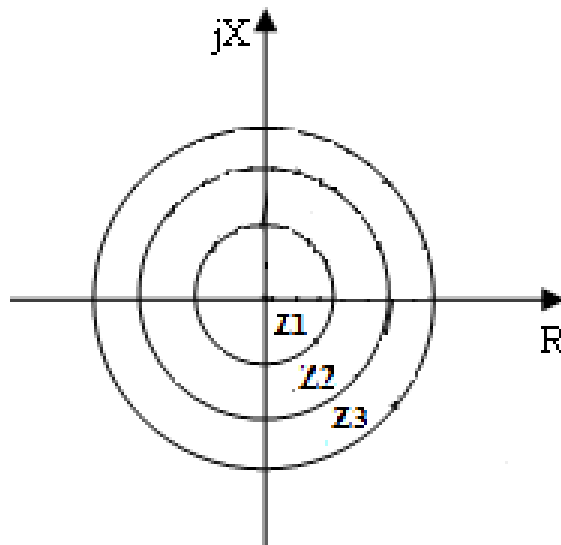


Figura 5.11 – Diagrama R-X dividido em zonas de atuação do relé 21.

Os demais relés de distância são os relés de admitância e reatância. Em seguida, tais relés serão brevemente apresentados.

- Relé de admitância: Os relés de admitância ou mho (ohm escrito ao contrário) possuem o mesmo princípio de funcionamento do relé de impedância descrito anteriormente e a representação da característica de atuação deste relé no plano R-X corresponde a uma circunferência que passa pela origem do sistema de eixos, como mostrado na **Figura 5.12**.

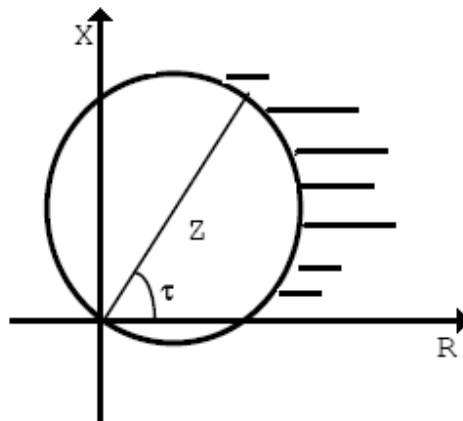


Figura 5.12 - Diagrama R-X do relé de admitância.

Pode-se observar, pela própria característica da circunferência que o relé de admitância possui característica direcional. Esta é a vantagem do relé de admitância com relação ao de

impedância, que necessita de um acoplamento com o relé direcional. Isto o permite operar em um sistema em anel. Fora da circunferência (região rachurada) e na fronteira o relé não opera e dentro da circunferência é a região de operação do relé.

- Relé de reatância: Este relé opera com sensibilidade na reatância do sistema e também corresponde a um relé da família dos relés de distância. Possui característica representada no plano R-X por uma reta paralela ao eixo R das resistências, como pode ser visto na **Figura 5.13**.

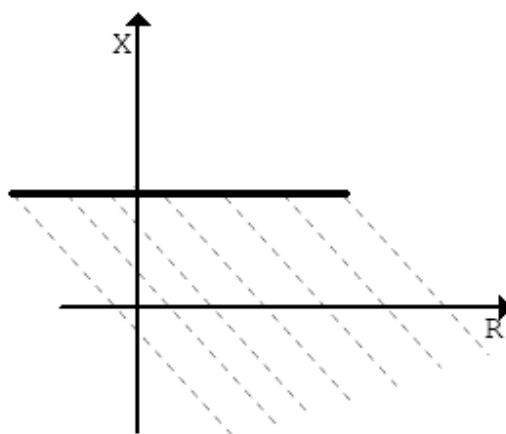


Figura 5.13 - Diagrama R-X do relé de reatância.

A área hachurada, abaixo da reta, corresponde à área de operação do relé de reatância; acima da reta o relé não opera.

O relé de reatância também opera auxiliado por dispositivo direcional adicional (67) que, usualmente, é um relé de admitância, para proporcionar direcionalidade ao relé e também para formar a terceira zona de atuação (zona temporizada).

CAPÍTULO 6 – MODELAGEM E SIMULAÇÕES

6.1 – Modelagem

As linhas de transmissão em circuito duplo a serem analisadas neste trabalho foram modeladas em ambiente Matlab, conforme representação da **Figura 6.1**. Esta mostra o sistema de potência ao qual o circuito duplo está conectado.

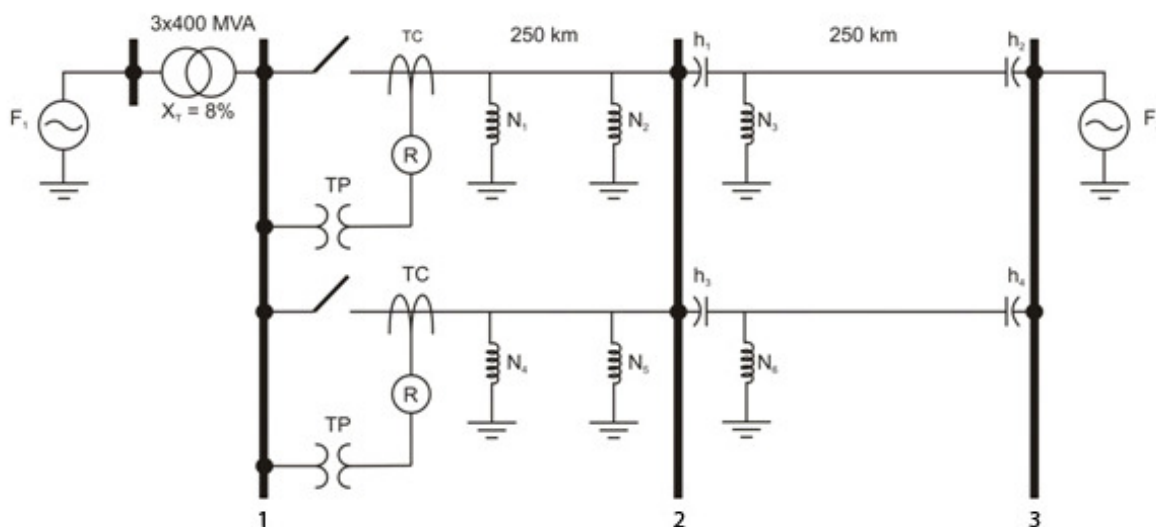


Figura 6.1 – Sistema de potência a ser estudado.

O sistema de potência é composto por:

- Uma fonte de tensão, F1, de 13,8 kV, relação $X/R = 15$ e potência de 6.000 MVA, conectada a esquerda do transformador ligado à barra 1;
- Uma fonte de tensão, F2, de 500 kV, relação $X/R = 15$ e potência de 4.000 MVA, conectada à barra 3;
- Um banco de transformadores de 13,8/500 kV, potência de 3 x 400 MVA, reatância de 8%, ligação delta-estrela aterrado, conectado entre a fonte F1 e a barra 1 do sistema;
- Compensação capacitiva série no trecho entre as barras 2 e 3, com grau de compensação de 56%;
- Dois reatores de linha no trecho 1-2, sendo um de 150 Mvar conectado do lado 1 e um de 80 Mvar conectado do lado 2;

- Um reator de linha no trecho 2-3, de 150 Mvar conectado do lado 2;
- Linha de transmissão em dois circuitos em 500 kV, dividida em dois trechos, 1-2 e 2-3, com 250 km cada.

Como o objetivo do estudo é caracterizar o efeito do acoplamento mútuo que existe entre linhas de transmissão paralelas em circuito duplo, as faltas a serem analisadas foram aplicadas somente no trecho 1-2 para se evitar as perturbações que a compensação por capacitores série podem gerar na detecção da falta.

6.1.1 – Transformadores de corrente

Para permitir a medição do sinal de corrente foram utilizados dois transformadores de corrente (TC), sendo um para cada circuito. Para a determinação da relação de transformação dos TC's foi considerado o critério de corrente nominal, pois as correntes de curto-circuito do sistema são inferiores ao limite de 20 vezes a corrente nominal. De acordo com os parâmetros do sistema definidos anteriormente, tem-se:

$$I_{nom} = \frac{N_{nom}}{\sqrt{3}V_{nom}} = \frac{3x(400)}{\sqrt{3}x(500)} = 1.386A$$

Conforme descrito no item 5.1 a relação de transformação do TC pelo critério de corrente nominal é dada pela **Equação 5.1.1**. Logo:

$$RTC \geq \frac{I_p}{I_s} = \frac{1.386}{5}$$

Pela Norma Brasileira P-EB-251:

$$RTC = \frac{1.500}{5}$$

Neste caso um TC com fator de sobrecorrente igual a 10 é suficiente para enfrentar as condições de corrente máxima de curto-circuito sob curto trifásico, com precisão de 10%, baixa

reatância e potência de carga 200 VA. Com isso, a especificação final para o transformador de corrente foi:

$$\boxed{B10F10C200 - RTC = 1.500/5}$$

6.1.2 – Transformadores de potencial e divisor capacitivo

A relação de transformação do transformador de potencial (RTP) utilizada foi 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, $C_1 = 5,21$ nF e $C_2 = 123,05$ nF, tem-se:

$$RTP = v_{p(nom)} \frac{\left(\frac{C_1}{C_1 + C_2} \right)}{v_{0p(nom)}} = 500 \times 10^3 \frac{\left(\frac{5,21}{128,26} \right)}{115} = 176,61$$

6.1.3 – Filtro Butterworth

As altas frequências do espectro harmônico gerado pelos transitórios no sistema de transmissão e também nos estágios analógicos dos canais de transdução devem ser filtradas antes do processamento digital. Para reduzir as componentes harmônicas de alta frequência do sinal amostrado, evitando o efeito aliasing (sobreposição dos espectros) foi utilizado um filtro digital passa-baixa de Butterworth.

De acordo com o Teorema de Nyquist, a taxa de amostragem, isto é, a quantidade de amostras por unidade de tempo de um sinal deve ser maior que o dobro da maior frequência contida no sinal a ser amostrado, para que possa este ser reproduzido integralmente. A frequência de Nyquist consiste na metade da frequência de amostragem e corresponde ao limite máximo de frequência do sinal que pode ser reproduzido. 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.

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

Equação 6.1.3.1 – Taxa de amostragem.

Logo, a frequência de corte será:

$$f_c = \frac{f_A}{2}$$

Equação 6.1.3.2 – Frequência de corte.

A frequência de corte f_c especificada para este caso foi a frequência do décimo quinto harmônico, logo a frequência de $15 \times 60 = 900$ Hz. Na definição dos parâmetros do filtro de Butterworth de segunda ordem foi fixado que $\omega_p = \omega_s$ e atenuação de 40 dB nesta frequência.

A topologia do filtro passa-baixa utilizado é indicada na **Figura 6.2**.

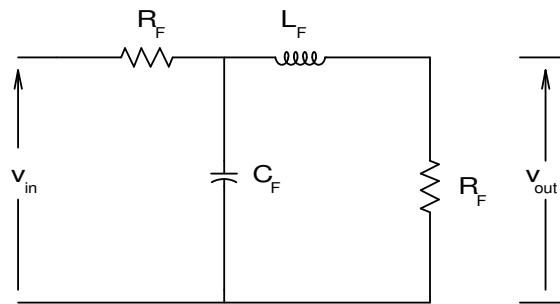


Figura 6.2 – Filtro passa-baixa de Butterworth de segunda ordem.

Na curva de resposta em frequência do filtro de Butterworth pode-se observar que em sua frequência natural de 90 Hz ocorre uma atenuação de 3 dB e na frequência de corte, 900 Hz, a atenuação é de 40 dB. O atraso de fase e a atenuação do filtro a 60 Hz valem, respectivamente, $59,49^\circ$ e 0,4569.

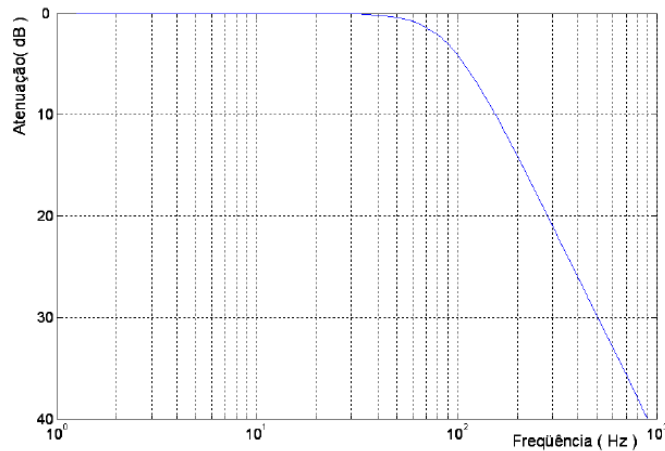


Figura 6.3 – Curva de resposta do filtro passa-baixa de Butterworth.

No entanto, o filtro anti-aliasing não tem a capacidade de filtrar componentes unidirecionais e de baixa frequência.

6.1.4 – Algoritmo de proteção Cosseno

Para a proteção de distância, o interesse recai unicamente sobre as componentes de 60 Hz dos sinais de tensão e corrente, e as grandezas aplicadas a um relé digital de proteção, durante uma falta ou outros distúrbios, apresentam componentes indesejáveis que precisam ser eliminadas.

O objetivo é eliminar as componentes indesejáveis, como por exemplo, as componentes de corrente contínua unidirecionais, as componentes de alta frequência. Como foi visto anteriormente o filtro de Butterworth é responsável por eliminar as componentes de alta frequência, mas não possui capacidade para filtrar as componentes unidirecionais. Para este fim será utilizado o algoritmo Cosseno.

O algoritmo Cosseno pode ser descrito pela **Equação 6.1.4.1**.

$$\begin{cases} V_X = \frac{2}{N} \sum_{j=1}^N W_{X,j} v_j \\ V_Y = \frac{2}{N} \sum_{j=1}^N W_{Y,j} v_{j-4} \end{cases}$$

Equação 6.1.4.1 – Algoritmo Cosseno.

Onde:

$$W_{X,j} = \cos(2\pi j / N)$$

$$W_{Y,j} = \cos(2\pi(j - 4) / N)$$

O termo v_j representa a j -ésima amostra dentro da janela de observação, onde $j = 1, 2, \dots, N$ e $T = N \cdot \Delta t$. O valor de N , o número de amostras por ciclo, foi fixado em 16.

A amplitude e a fase da componente fundamental de $v(t)$ podem ser estimadas conforme segue.

$$\begin{cases} V_1 = ((V_X)^2 + (V_Y)^2)^{1/2} \\ \theta_1 = a \tan(V_Y / V_X) \end{cases}$$

A vantagem do filtro Cosseno é o pequeno ganho observado nas frequências muito reduzidas, próximas à frequência zero (CC). Com o algoritmo Cosseno é possível obter uma relativa exclusão do efeito da componente unidirecional exponencial das correntes de falta.

6.1.5 – Ajuste adaptativo do relé de distância

Como a corrente de sequência zero do circuito paralelo não pode ser diretamente medida é introduzido um fator de correção.

Quando ocorre um curto monofásico no circuito paralelo, a tensão vista pelo relé da fase A da linha saudável será dada por:

$$V_{Ha} = Z_S I_{Ha} + Z_P (I_{Hb} + I_{Hc}) + Z_m (I_{Ga} + I_{Gb} + I_{Gc})$$

$$V_{Ha} = (Z_S - Z_P) I_{Ha} + Z_P (I_{Ha} + I_{Hb} + I_{Hc}) + Z_m (I_{Ga} + I_{Gb} + I_{Gc})$$

Equação 6.1.5.1 – Tensão vista pelo relé da fase A do circuito saudável.

Substituindo na **Equação 6.1.5.1** os resultados obtidos na **Equação 3.3.2**:

$$V_{Ha} = Z_1 I_{Ha} + \frac{(Z_0 - Z_1)}{3} \cdot 3I_{H0} + \frac{Z_{m0}}{3} \cdot 3I_{G0}$$

$$V_{Ha} = Z_1 I_{Ha} + (Z_0 - Z_1) \cdot I_{H0} + Z_{m0} \cdot I_{G0}$$

Equação 6.1.5.2 – Tensão vista pelo relé da fase A do circuito saudável em função das impedâncias de seqüência.

Redefinindo as impedâncias de ohms para ohms/km e reescrevendo a **Equação 6.1.5.2** em função do comprimento l da linha, da impedância Z_1 e da fração do comprimento da linha n , tem-se:

$$V_R = V_{Ha} = n l Z_1 \left(I_{Ha} + \frac{(Z_0 - Z_1)}{Z_1} \cdot I_{H0} + \frac{Z_{m0}}{Z_1} \cdot I_{G0} \right)$$

Logo, o relé de distância mede uma impedância que é proporcional à distância da falta.

$$Z_R = \frac{V_R}{I_R} = n l Z_1$$

Equação 6.1.5.3 – Impedância vista pelo relé de distância.

Onde:

$$I_R = I_{Ha} + \frac{(Z_0 - Z_1)}{Z_1} \cdot I_{H0} + \frac{Z_{m0}}{Z_1} \cdot I_{G0}$$

Equação 6.1.5.3 – Corrente que deve ser informada ao sistema de proteção.

Na prática, esta corrente, a ser aplicada ao sistema de proteção, exige o valor da corrente de seqüência zero do circuito paralelo, mas 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. Logo, não é possível levar em conta a corrente de seqüência zero do circuito paralelo diretamente. Isto tem como consequência um erro na impedância calculada.

Atualmente as correntes dos relés de terra são dadas por $I_{R'} = I_{HA} + I_{H0} \cdot (Z_0 - Z_1) / Z_1$, desprezando o efeito do acoplamento mútuo entre os circuitos paralelos dado pela parcela $I_{G0} \cdot Z_{m0} / Z_1$, como foi visto na **Equação 6.1.5.3**. Esta parcela é o fator de correção. Com a inserção deste fator na leitura do relé será possível observar a influência do circuito em falta no circuito saudável.

6.2 – Simulações

Em [1] foi comprovado que a inserção do fator de correção devido ao efeito de acoplamento entre os circuitos em paralelo na medição de um relé de distância traz uma maior precisão na localização de faltas em uma linha, mas não foi analisado o efeito que esta correção traz para a proteção do circuito saudável. O objetivo deste trabalho é verificar quais são os efeitos que esta correção provoca na proteção do circuito que não está sob falta e comparar em relação ao circuito em falta.

Para isto, foram simulados curtos monofásicos, entre os barramentos 1 e 2, a 5%, 50% e 95% do barramento 1, mostrado na **Figura 6.1**, no circuito G e analisadas as trajetórias das impedâncias vistas pelos relés do circuito H e do circuito G, no plano R-X.

No sistema de proteção considerado, os relés estão posicionados imediatamente após a barra 1 e estão ajustados para abranger toda a extensão do trecho 1-2 o que é incomum em sistemas de proteção reais. Tal configuração foi adotada para fins didáticos pois deseja-se verificar se os relés de distância detectam com precisão a posição da falta.

Os casos serão apresentados de acordo com a localização da falta, o carregamento do circuito e a aplicação ou não do fator de correção.

6.2.1 – Falta no Início da Linha

Neste primeiro caso será analisado o comportamento do circuito saudável, H, quando ocorre um curto-circuito na fase A do circuito G, no início da linha, a 5% do barramento 1.

Inicialmente com carregamento de -900MW, ou seja, com o fluxo de potência no sentido da barra 2 para a barra 1 e sem a utilização do fator de correção, observa-se que as impedâncias das fases A, B e C do circuito saudável medidas pelos equipamentos de proteção não estão na região de operação do relé de distância.

Na **Figura 6.4**, a trajetórias das impedâncias vistas pelos relés de terra estão exibidas nas cores azul, verde e vermelho, de acordo com a legenda de cada figura. Através da análise do gráfico R-X pode-se dizer que durante um curto-circuito monofásico no circuito G, estando o

sistema operando nas condições estabelecidas no início do parágrafo, os relés posicionados no circuito saudável, H, não perceberão a falta.

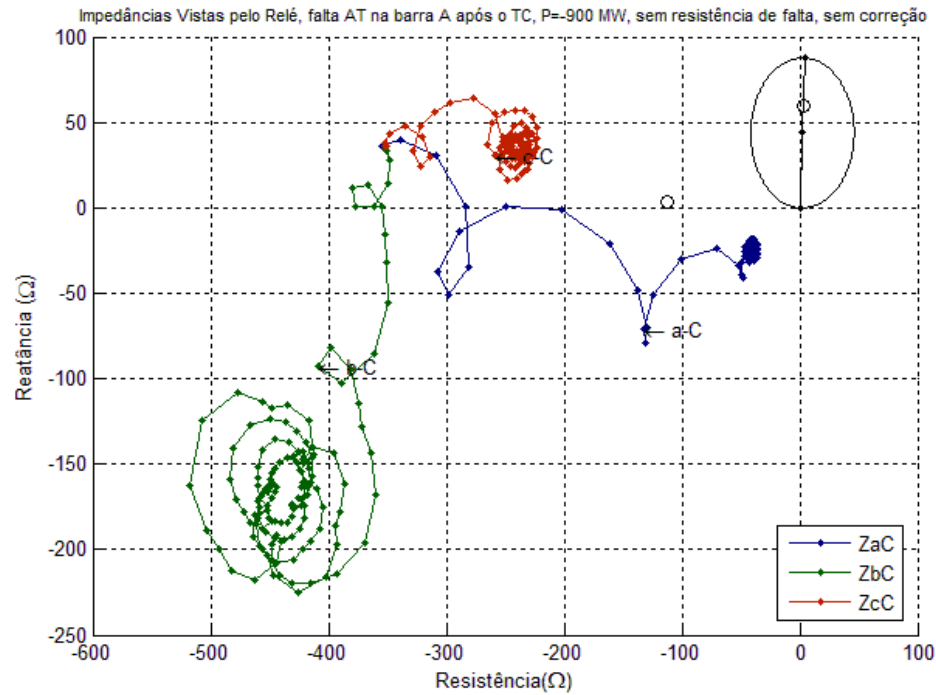


Figura 6.4 – Trajetórias das impedâncias vistas pelos relés da proteção do circuito H, sem correção

Aplicando-se o mesmo curto na fase A do circuito G e desta vez considerando o fator de correção, que contém a informação da impedância mútua Z_{m0} entre as linhas em paralelo e a corrente de sequência zero I_{C0} do circuito em falta, observa-se nas **Figuras 6.5, 6.6 (a) e (b)** que o relé não percebe as impedâncias a menos da impedância da fase A, cuja trajetória cruzou a circunferência e se estabilizou na reta que representa a linha de transmissão. Com auxílio das **Figuras 6.6 (a) e (b)**, que são uma ampliação da primeira, pode-se visualizar nitidamente que, com a introdução do fator de correção, o relé de distância da fase A do circuito saudável tem uma indicação incorreta da ocorrência de uma falta a 7% da barra 1 na linha saudável.

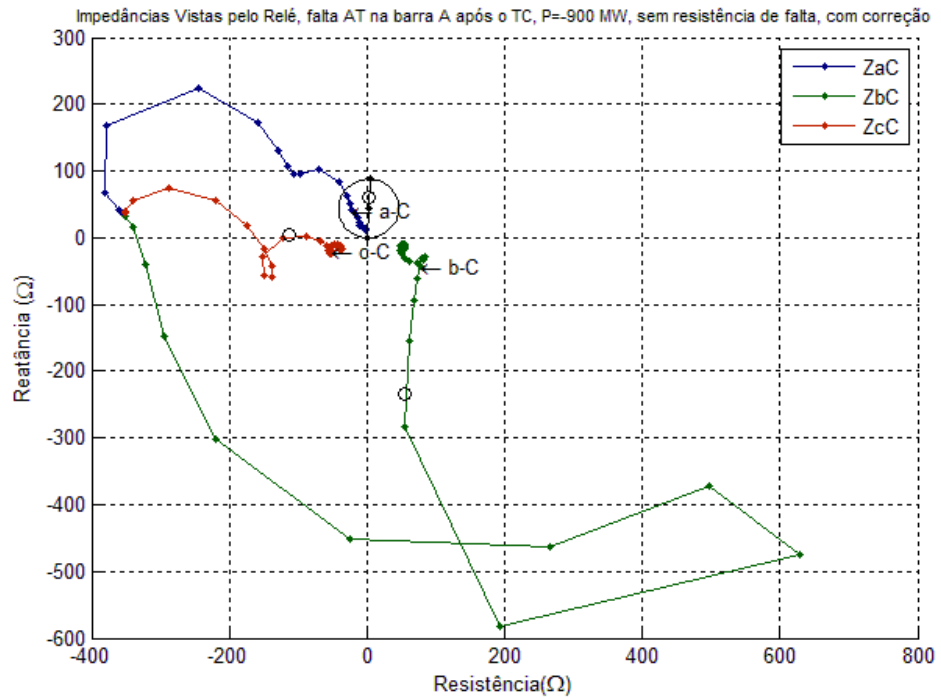


Figura 6.5 - Trajetórias das impedâncias vistas pelos relés da proteção do circuito H

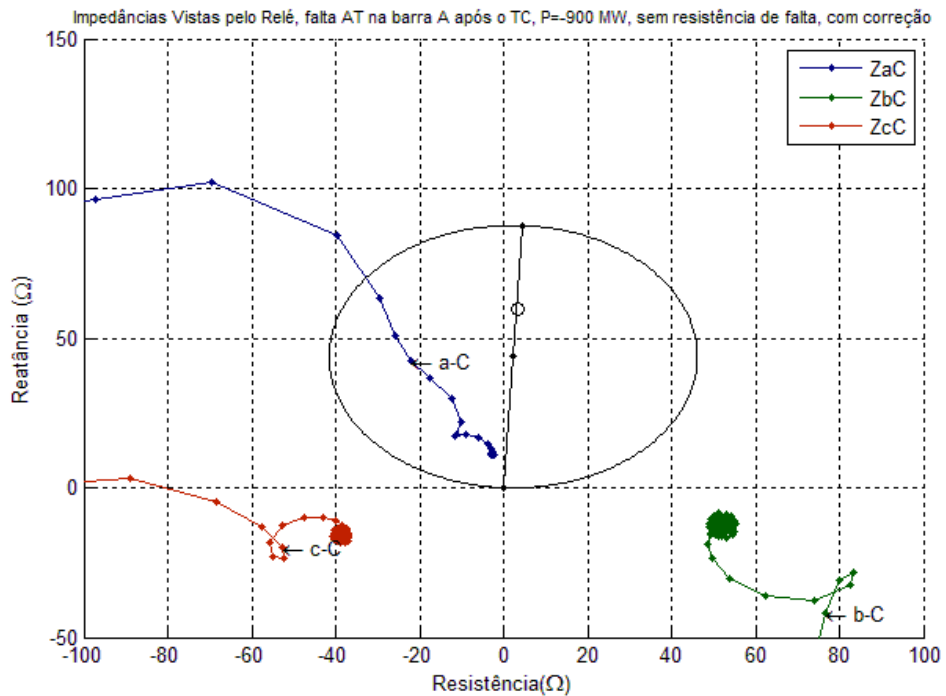


Figura 6.6 (a) – Ampliação da característica R-X da proteção de distância do circuito H.

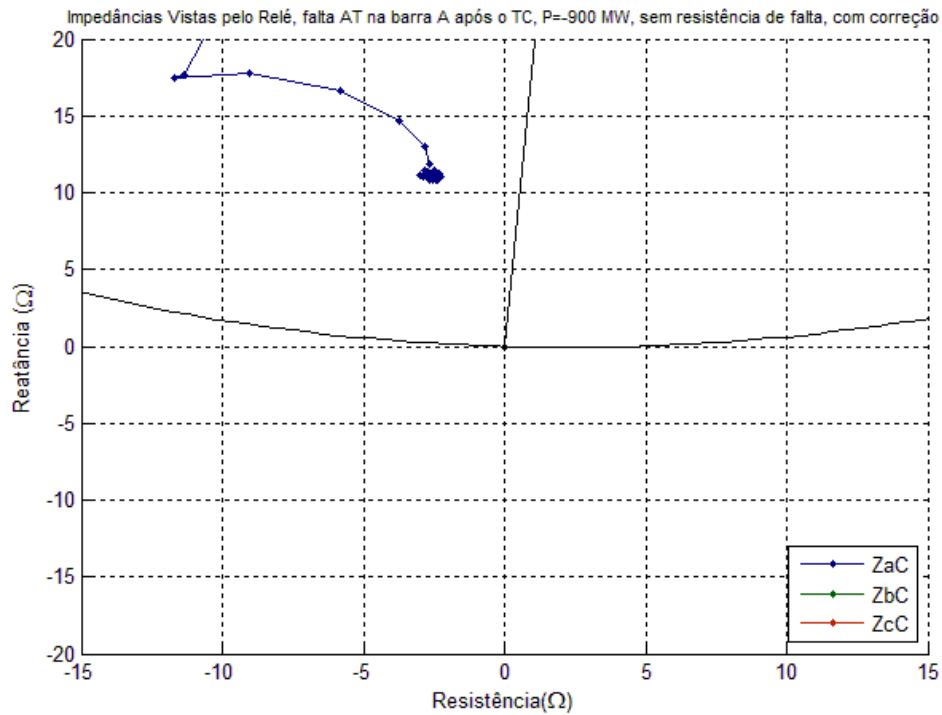


Figura 6.6 (b) – Ampliação da característica R-X da proteção de distância do circuito H.

As **Figuras 6.7 e 6.8**, mostram o que o relé da fase A do circuito G verifica durante o curto-circuito. Primeiramente, na **Figura 6.7** observa-se que o relé detecta a falta corretamente, mesmo sem a utilização do fator de correção.

Na **Figura 6.8 (a) e (b)**, pode-se verificar que com a inserção do fator de correção o relé da fase A do circuito G, ocorre uma alteração na trajetória da impedância da fase A e o relé indica a ocorrência de uma falta a 5% do barramento 1.

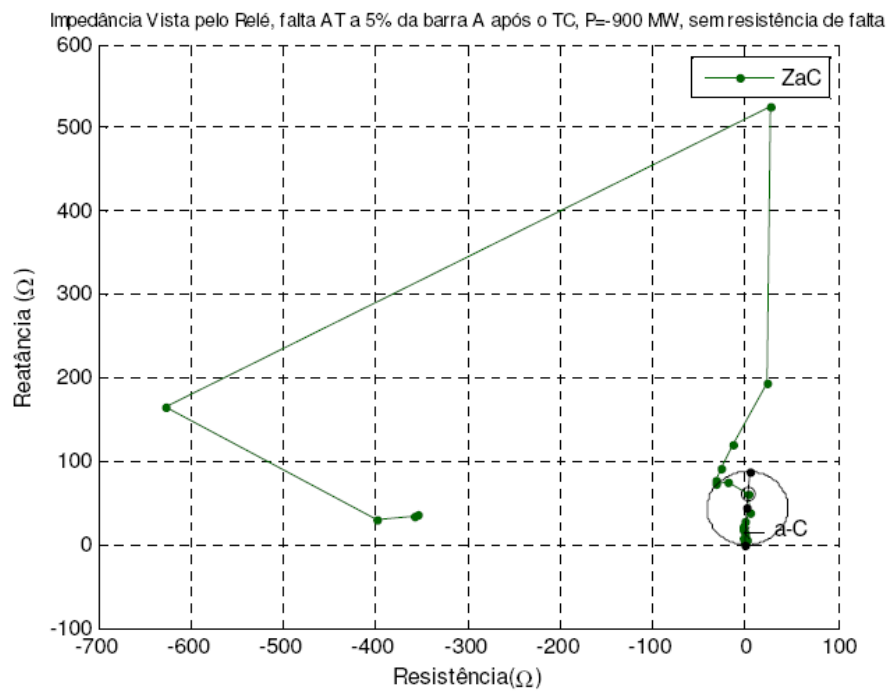


Figura 6.7 – Impedância vista pelo relé de terra da fase A do circuito G, sem fator de correção.

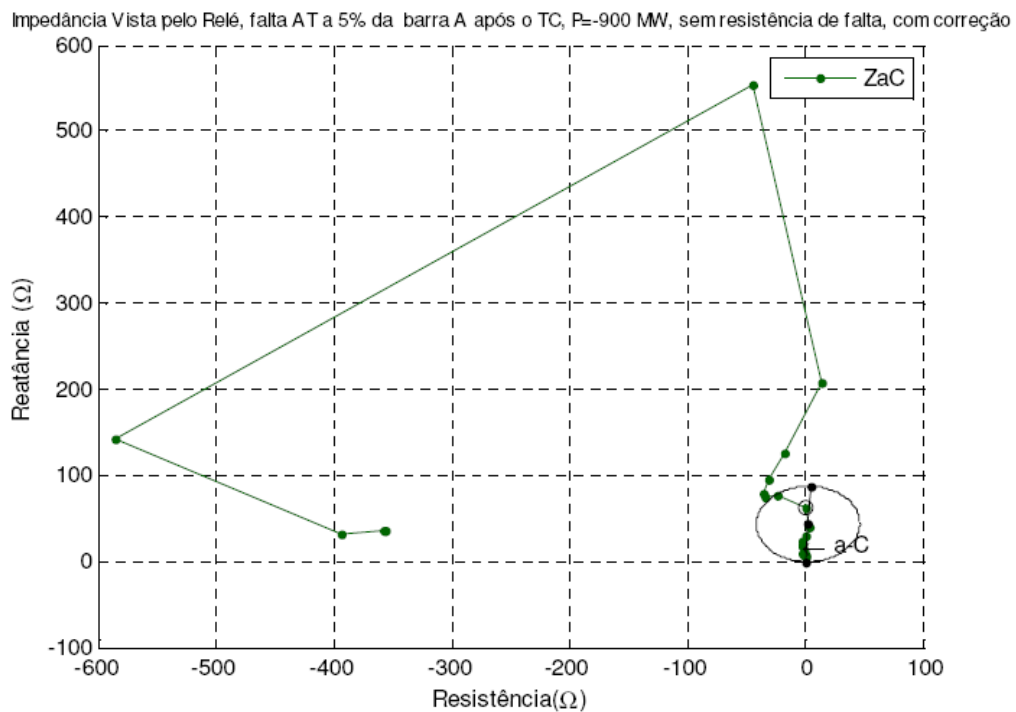


Figura 6.8 (a) – Impedância vista pelo relé de terra da fase A do circuito G, com fator de correção.

Impedância Vista pelo Relé, falta AT a 5% da barra A após o TC, P=-900 MW, sem resistência de falta, com correção

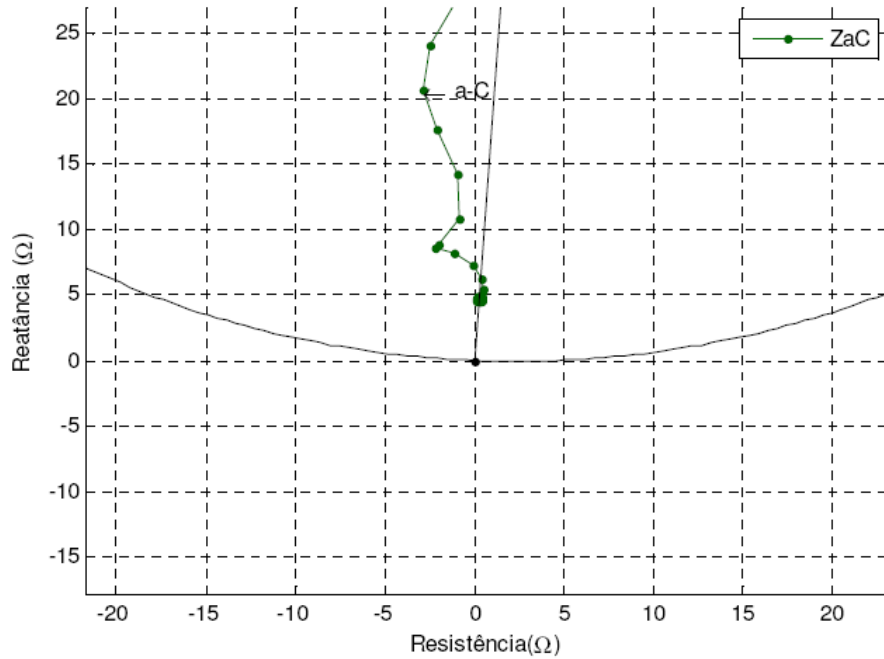


Figura 6.8 (b) – Visualização detalhada da impedância vista pelo relé de terra da fase A do circuito G.

Na etapa seguinte, o carregamento da linha foi alterado de -900MW para 0MW, ou seja, os curtos serão aplicados com e sem correção para o sistema operando em vazio.

As **Figuras 6.9 e 6.10**, a última em escala mais detalhada, apresentam a trajetória completa da impedância vista pelos relés das fases A, B e C na transição desde a condição pré-falta, com carregamento de 0MW até a condição final de curto monofásico, sem a consideração do fator de correção de efeito mútuo de sequência zero entre linhas.

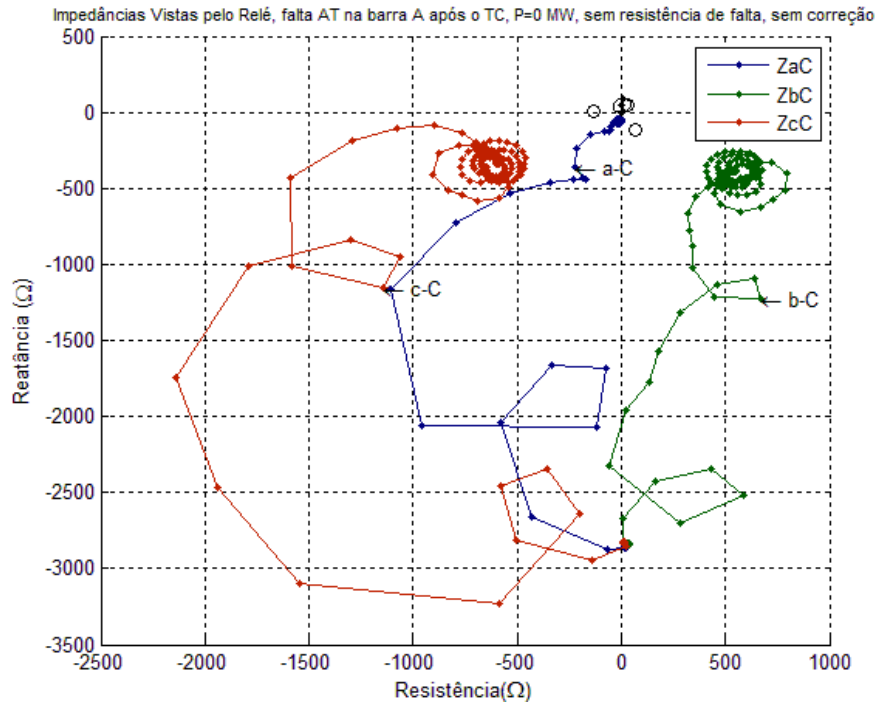


Figura 6.9 – Trajetórias das impedâncias vistas pelos relés da proteção do circuito H

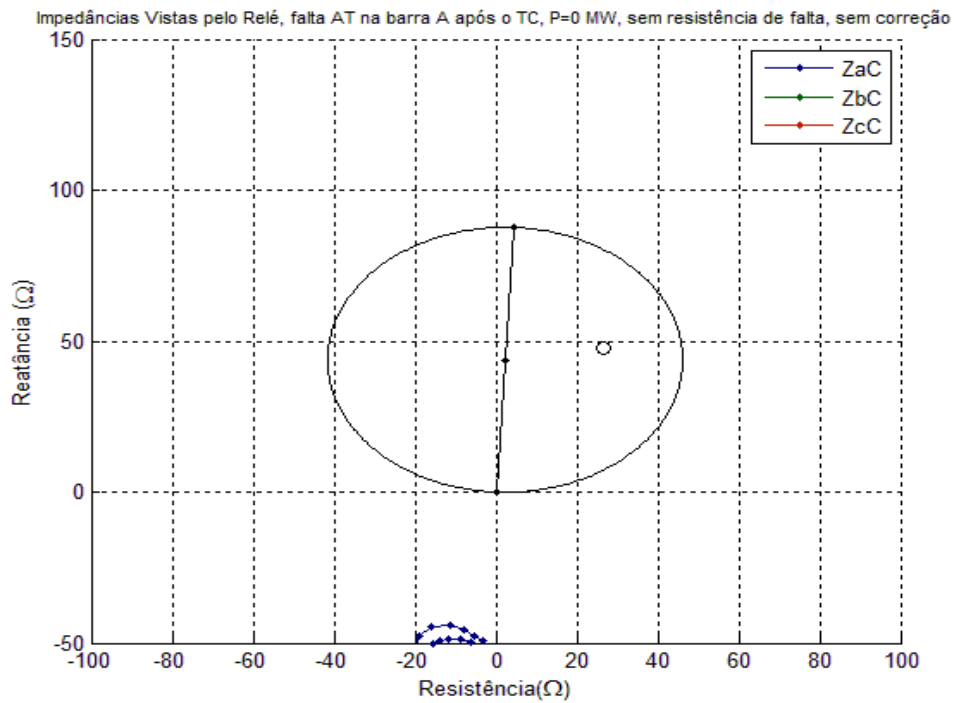


Figura 6.10 – Ampliação da característica R-X da proteção de distância do circuito H.

Aplicando-se a correção devida ao efeito mútuo, observa-se da **Figura 6.11**, uma alteração significativa da percepção do relé do circuito H, acerca da localização da falta, para um curto monofásico no início da linha do circuito G. Pode ser visto que a trajetória da impedância da fase A do circuito saudável cruza a circunferência que delimita a área de abrangência do relé.

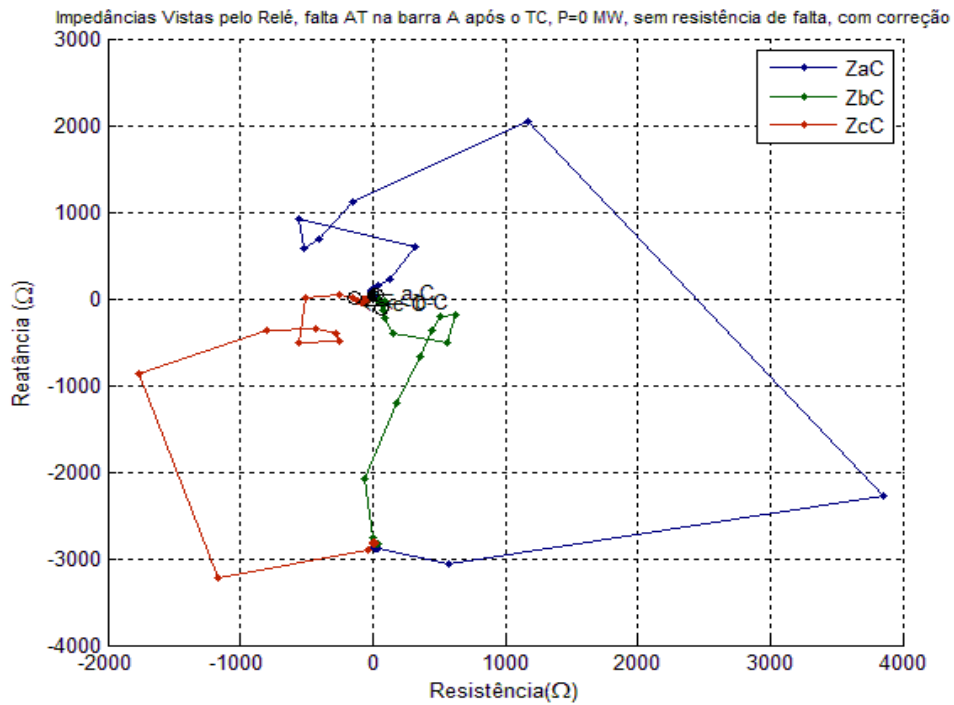


Figura 6.11 – Representação da característica R-X da proteção de distância do circuito H.

As ampliações das **Figuras 6.12 (a)** e **(b)** mostram mais detalhadamente que o relé foi sensibilizado pela impedância da fase A no curto. O relé de distância da fase A do circuito saudável tem uma indicação incorreta da ocorrência de uma falta a 16% da barra 1 na linha saudável.

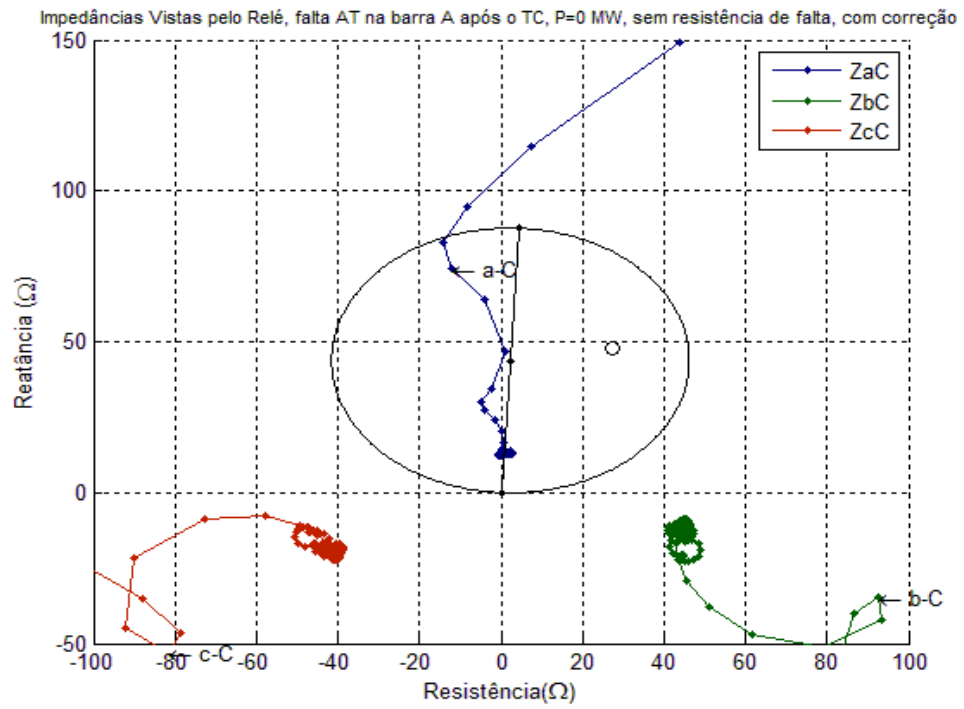


Figura 6.12 (a)– Ampliação da característica R-X da proteção de distância do circuito H.

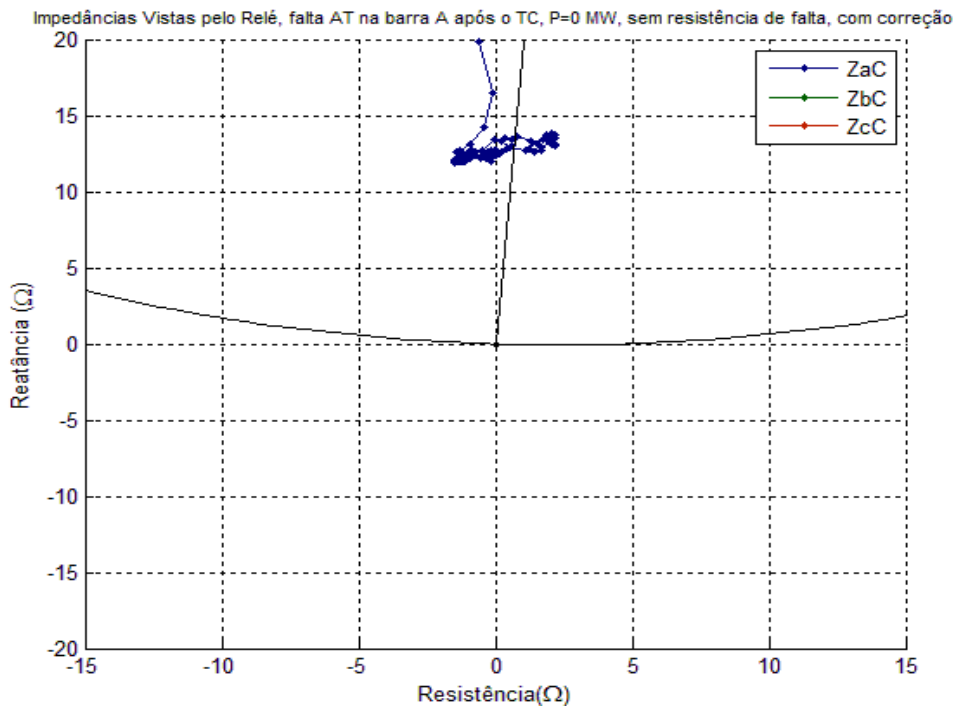


Figura 6.12 (b)– Ampliação da característica R-X da proteção de distância do circuito H.

Abaixo será mostrado o comportamento da proteção do circuito G quando ocorre a falta no mesmo ponto da linha e carregamento nulo.

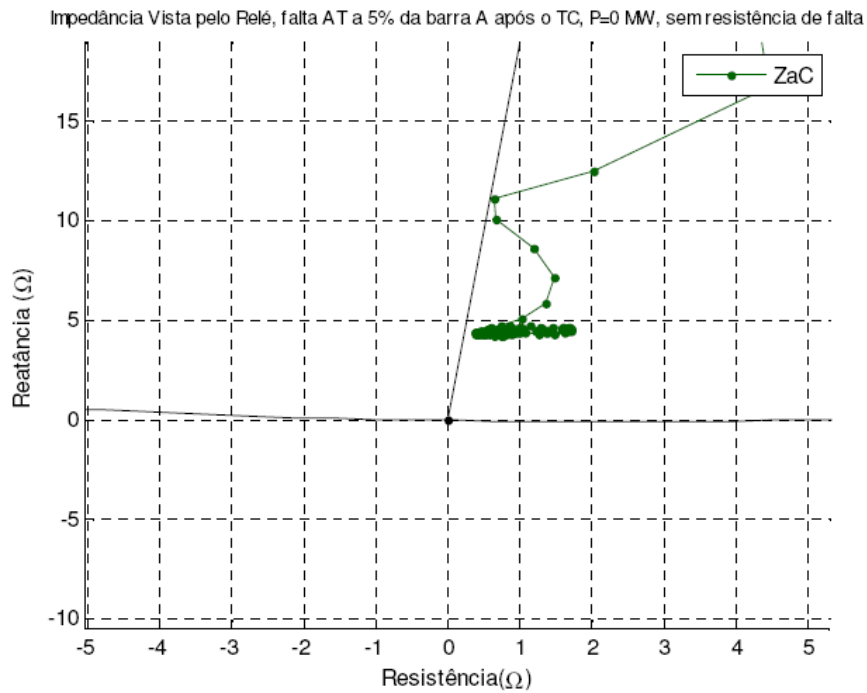


Figura 6.13 – Visualização da impedância vista pelo relé da fase A do circuito G, sem o fator de correção.

A **Figura 6.13** mostra que sem a utilização do fator de correção, a impedância vista pelo relé da fase A da proteção do circuito G indica uma falta a 6% da barra 1. Quando o fator de correção é incluído o relé passa a indicar uma falta a 5% do baramento 1, conforme é mostrado na **Figura 6.14**.

Impedância Vista pelo Relé, falta AT a 5% da barra A após o TC, P=0 MW, sem resistência de falta, com correção

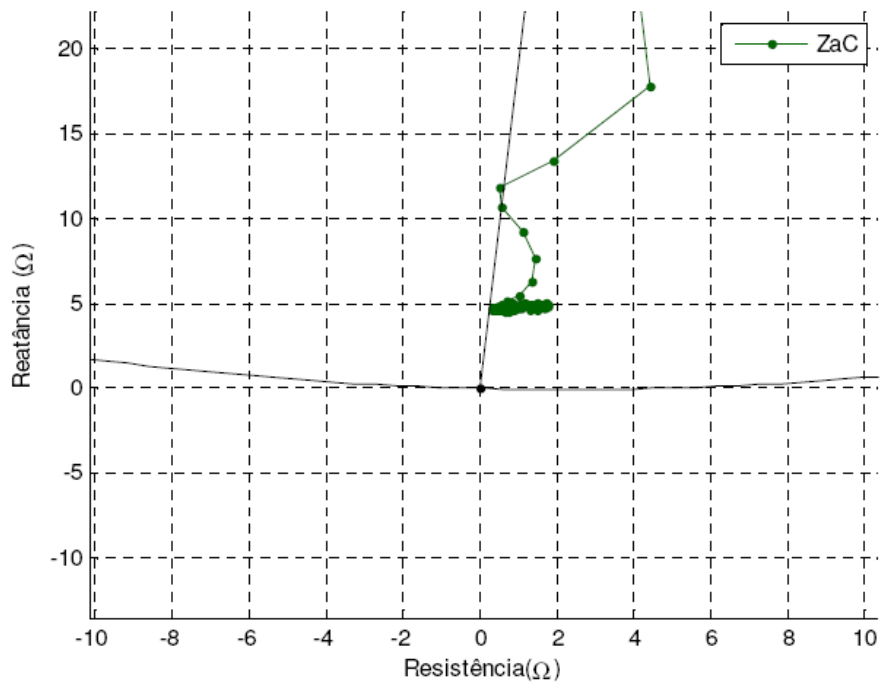


Figura 6.14 – Visualização da impedância vista pelo relé da fase A do circuito G, com o fator de correção.

Agora serão visualizadas as trajetórias das impedâncias vistas pelos relés quando o circuito opera com um carregamento de 900MW com o fluxo de potência da barra 1 em direção à barra 2. Assim como anteriormente, serão analisados primeiramente o caso sem a consideração do fator de correção nas simulações e em seguida considerando tal fator.

Sem a correção, pode-se visualizar a trajetória das impedância vista pelos relés associados à proteção de distância do circuito H desde a passagem da condição pré-falta até a condição final de curto monofásico na fase A do circuito G. Observa-se que a impedância da fase A é a que mais se aproxima, porém não ultrapassa o limite da circunferência do relé.

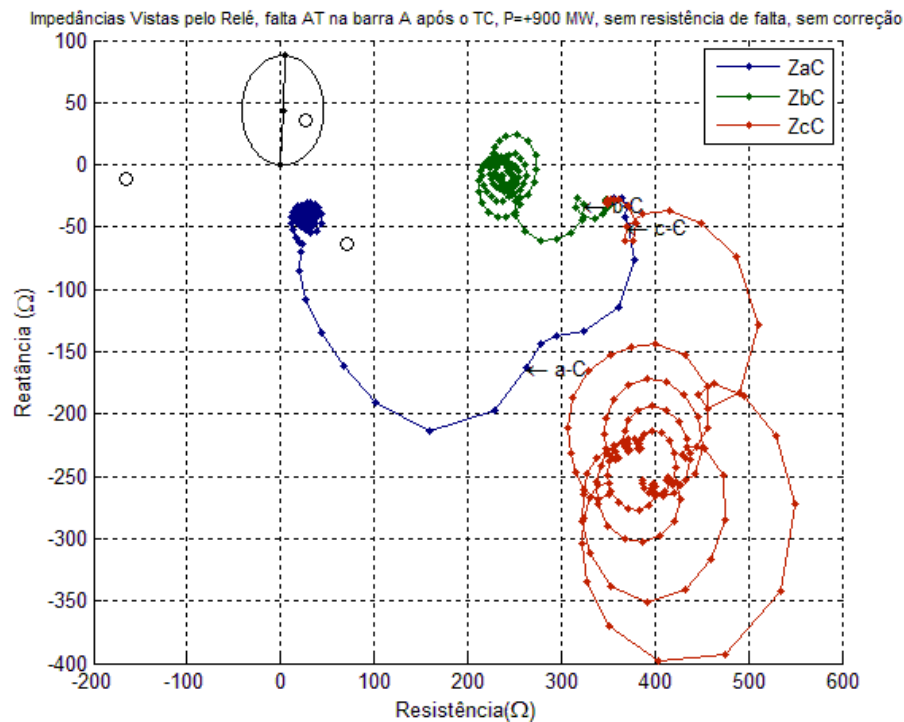


Figura 6.15 – Representação da característica R-X da proteção de distância do circuito H.

A **Figura 6.16** mostra a trajetória da impedância vista pelo relé de terra da fase A do circuito G sob estas mesmas condições.

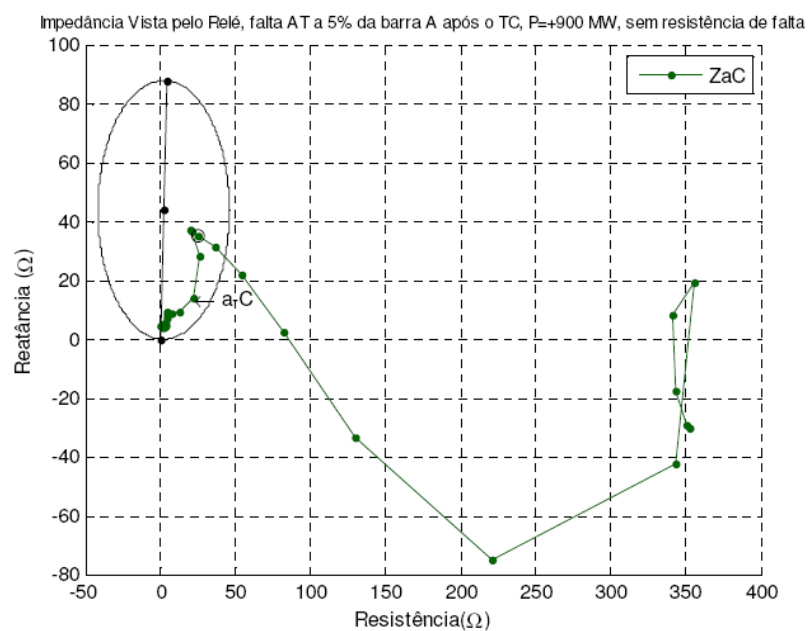


Figura 6.16 – Impedância vista pelo relé de terra A do circuito G, sem o fator de correção.

Inserido o fator de correção, observa-se da **Figura 6.17** as trajetórias das impedâncias das fases A, B e C desde a situação pré-falta até o fim do distúrbio. Nesta situação a impedância da fase A é vista pelo relé de impedância.

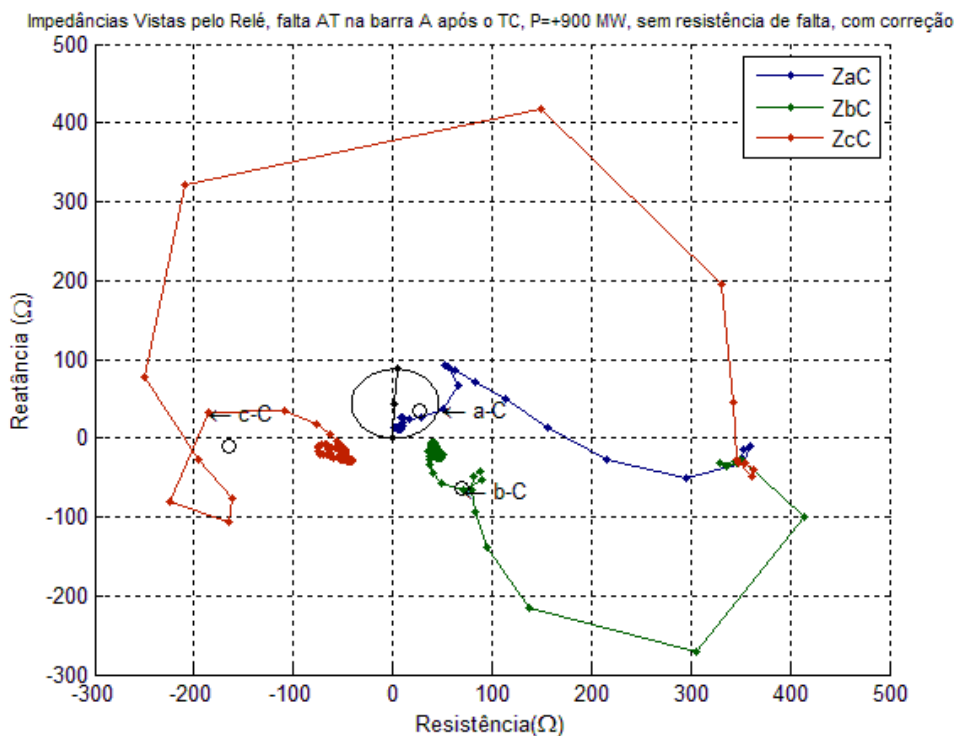


Figura 6.17 – Característica R-X da proteção de distância do circuito H com o fator de correção.

Com as ampliações nas **Figuras 6.18 (a)** e **(b)** pode-se ter uma melhor visualização da característica R-X dos relés de terra da proteção do circuito H. O relé de distância da fase A do circuito saudável tem uma indicação incorreta da ocorrência de uma falta a 15% da barra 1 na linha saudável.

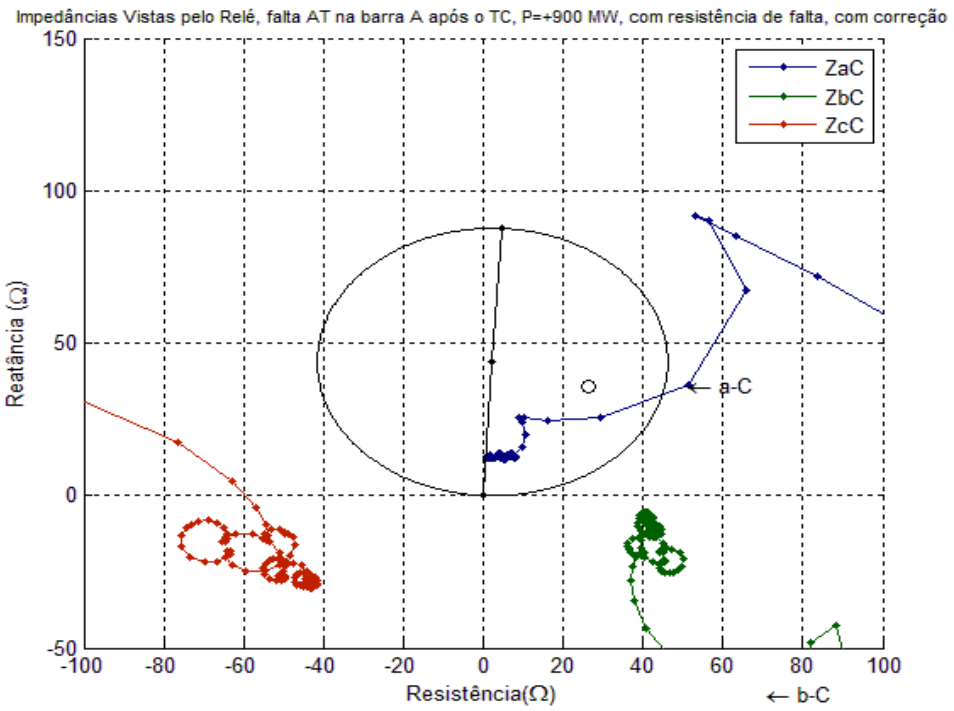


Figura 6.18 (a)– Ampliação da característica R-X da proteção de distância do circuito H.

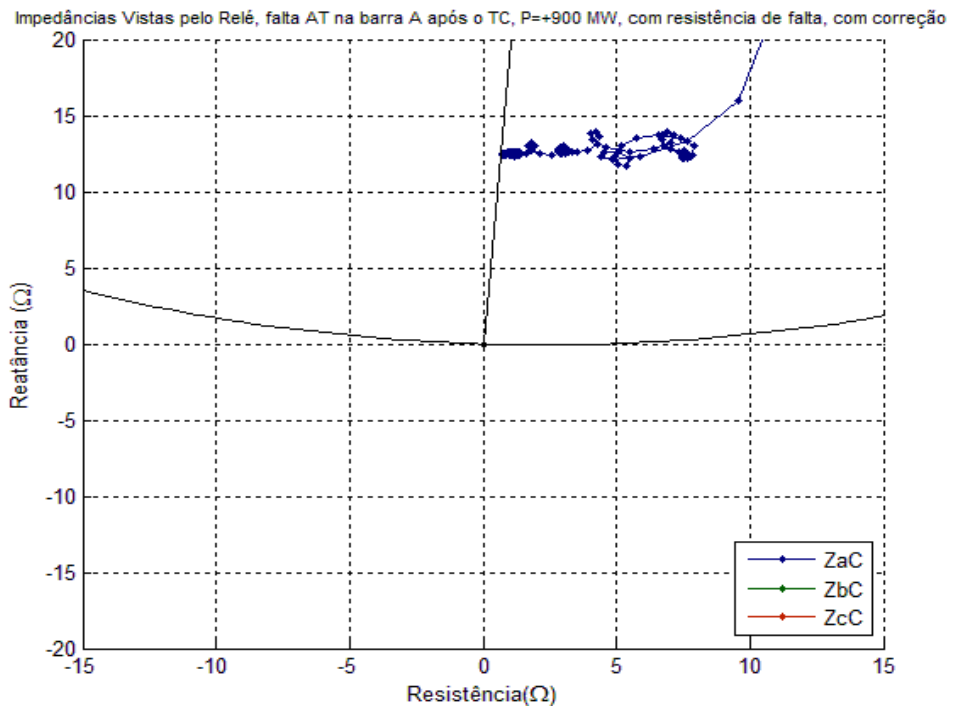


Figura 6.18 (b)– Ampliação da característica R-X da proteção de distância do circuito H.

Observando agora a **Figura 6.19** que apresentam a trajetória da impedância vista pelo relé de terra da fase A do circuito G, observa-se que este detecta corretamente a posição da falta, indicando-a a 5% do barramento 1.

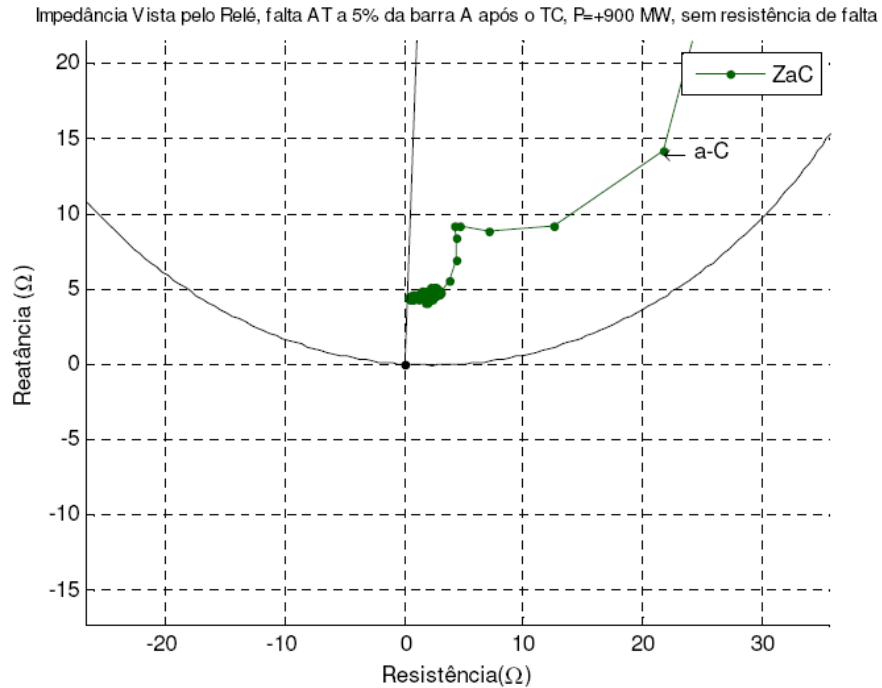


Figura 6.19 - Impedância vista pelo relé de terra A do circuito G, com o fator de correção.

A partir da análise das figuras aqui apresentadas, pode-se perceber que para os três carregamentos não ocorreu uma alteração significativa quanto à percepção do relé da fase A do circuito em falta, G, sobre a localização da falta para um curto no início da linha com a inserção do fator de correção. Ocorreu apenas uma melhora na visualização da impedância quando a correção é incluída.

Já no circuito saudável, H, o fator de correção provocou alterações significativas na percepção do relé, levando-o a indicar 'falsas' faltas no circuito saudável e indicando a atuação da proteção em todos os casos.

6.2.2 – Falta no Meio da Linha

Nesta situação a falta é aplicada em 50% da linha da fase A do circuito G. As figuras seguintes esclarecem o comportamento das impedâncias vistas pelos relés de terra do circuito H.

Começando novamente com carregamento de 900MW, com o fluxo de potência no sentido da barra 2 para a barra 1 e sem a utilização do fator de correção, a característica R-X da **Figura 6.20** mostra que nenhuma das impedâncias é percebida pelo relé de terra da proteção do circuito H, o que elimina qualquer possibilidade de atuação do mesmo.

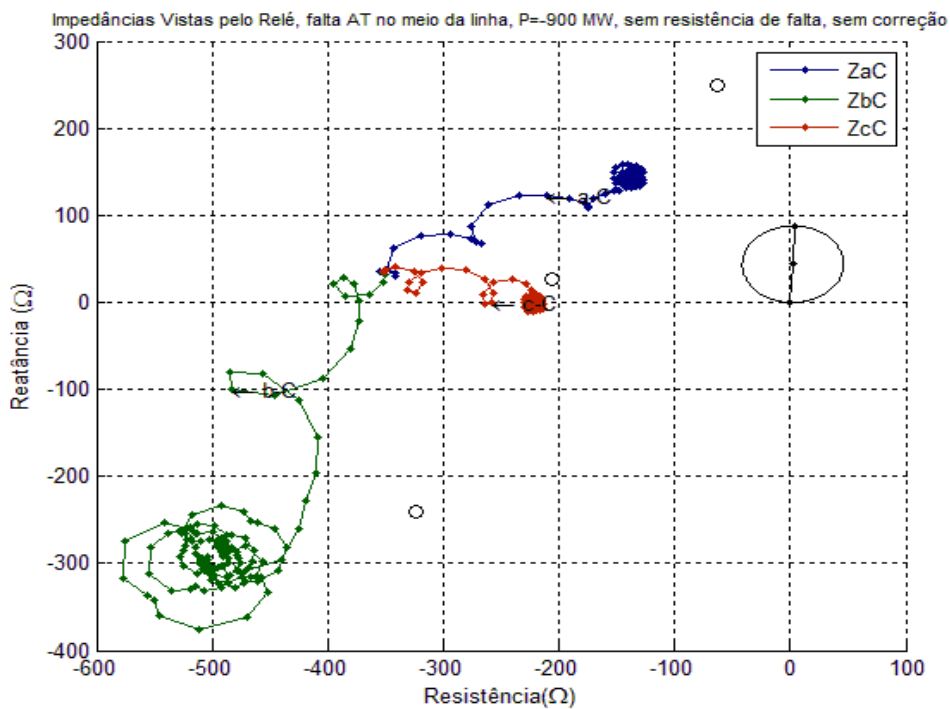


Figura 6.20 – Representação da característica R-X da proteção de distância do circuito H para curto monofásico no meio da linha sem o fator de correção.

Com a inserção do fator de correção, pode-se observar da **Figura 6.21** que, quando o circuito passa da condição pré-falta para a condição de curto monofásico, a trajetória da fase C pouco se altera e a trajetória da fase B tem sua forma alterada mas continua fora da circunferência que delimita a zona de atuação do relé. Porém, a impedância da fase A está ligeiramente transpondo a circunferência do relé. Tal situação pode ser melhor visualizada com a vista detalhada mostrada na **Figura 6.22**. O relé de distância da fase A do circuito saudável têm uma indicação incorreta da ocorrência de uma falta a 94% da barra 1 na linha saudável.

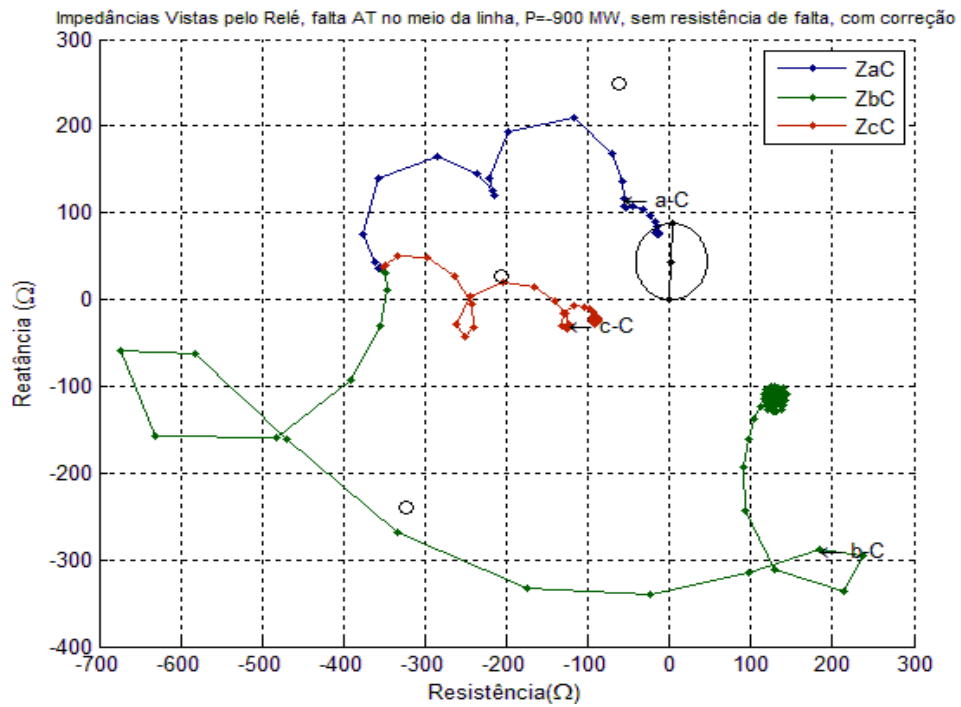


Figura 6.21 – Representação da característica R-X da proteção de distância do circuito H, com o fator de correção.

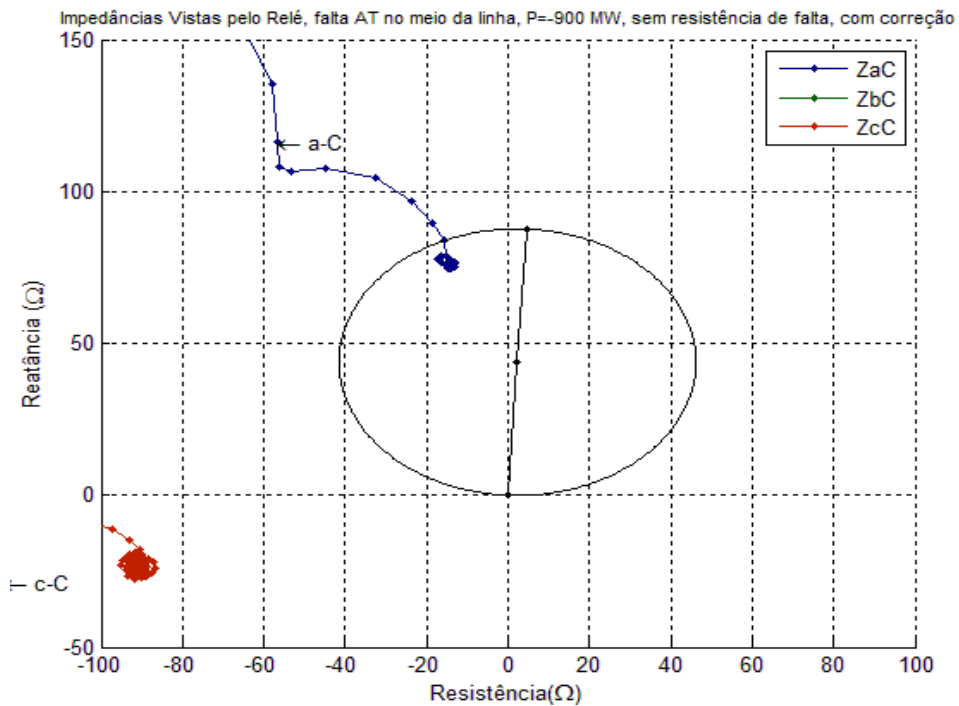


Figura 6.22 – Ampliação da característica R-X da proteção de distância do circuito H, com o fator de correção.

As **Figuras 6.23 (a) e (b)**, mostram o que o relé da fase A do circuito G verifica durante o curto-circuito.

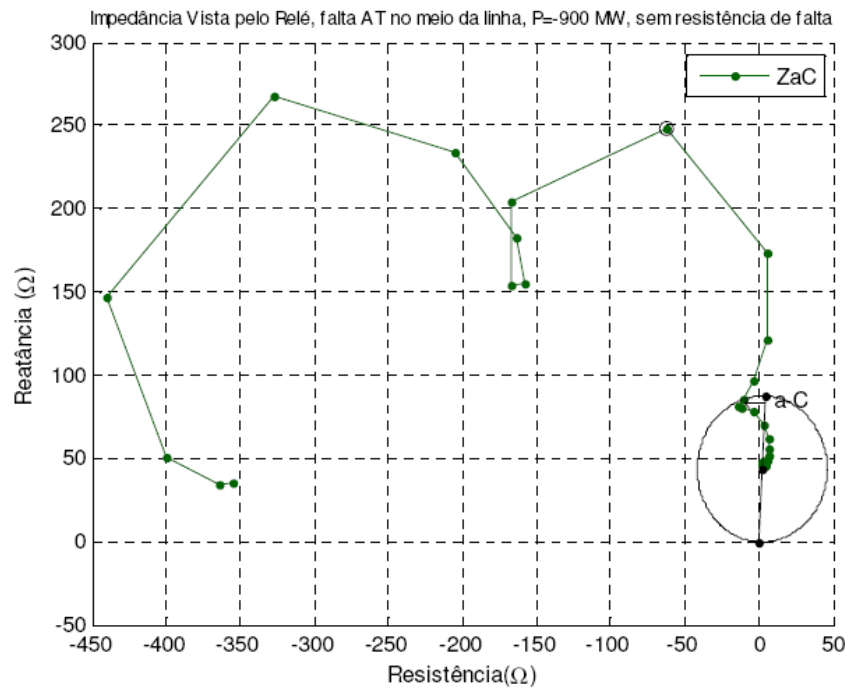


Figura 6.23 (a) – Representação da característica R-X do circuito G, sem o fator de correção.

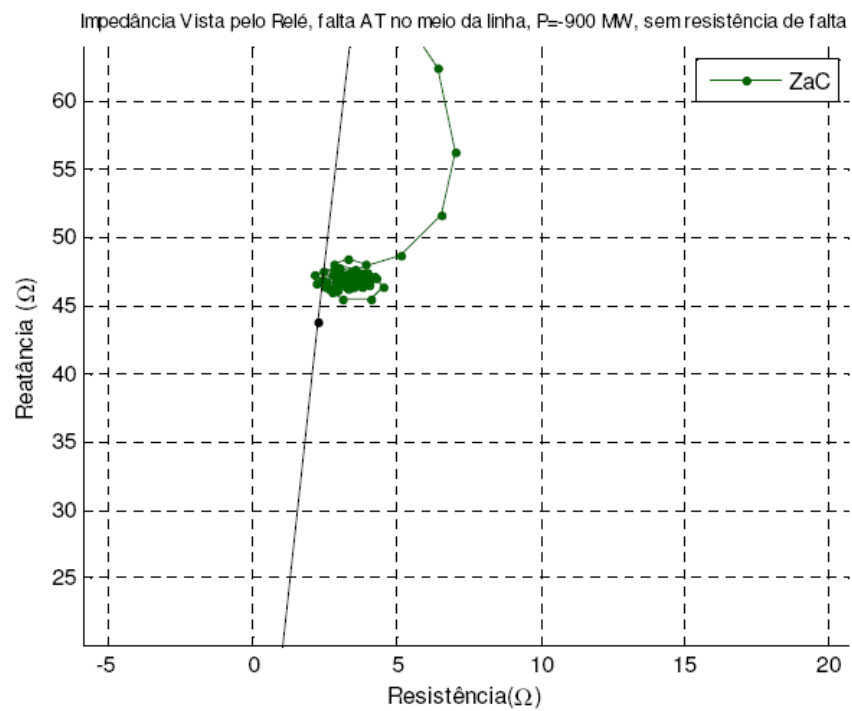


Figura 6.23 (b) – Ampliação da característica R-X da proteção de distância do circuito G.

Nas **Figuras 6.23 (a) e (b)** observa-se o que o relé detecta a falta corretamente, mesmo sem a utilização do fator de correção e a localização indicada é 56% da barra 1. Com a inserção do fator de correção, como pode ser visto na **Figura 6.24**, verifica-se que o relé da fase A do circuito G indica a ocorrência de falta a 52% do barramento 1.

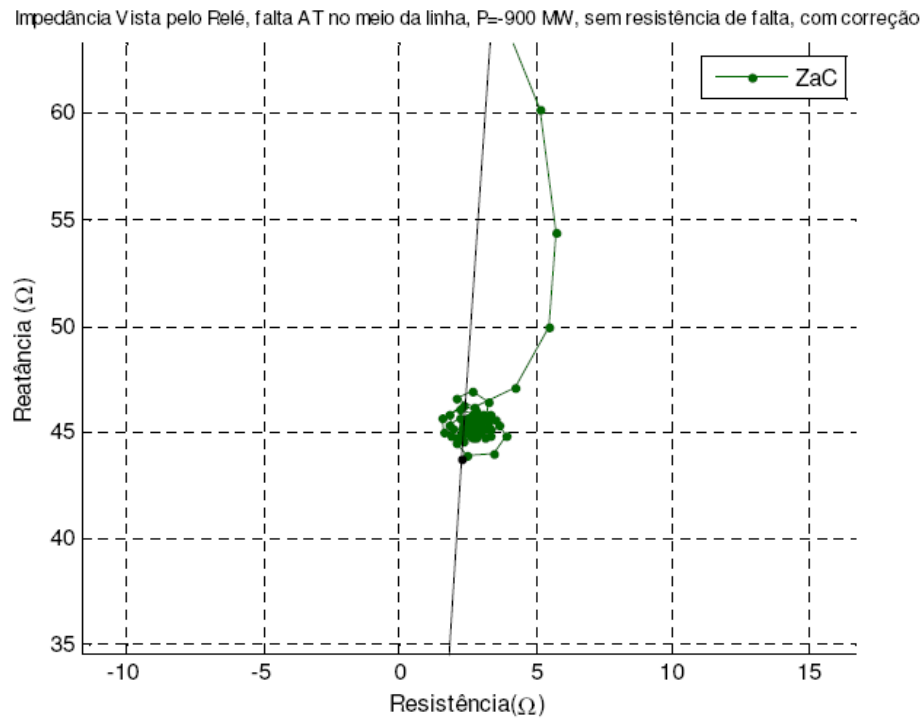


Figura 6.24 – Representação da característica R-X do circuito G, com o fator de correção.

Modificando o carregamento do circuito para 0MW e sem a utilização do fator de correção, as trajetórias das três impedâncias mantem-se fora da circunferência que delimita a zona de atuação do relé. Tal situação somente pode ser vista claramente na ampliação da **Figura 6.26**.

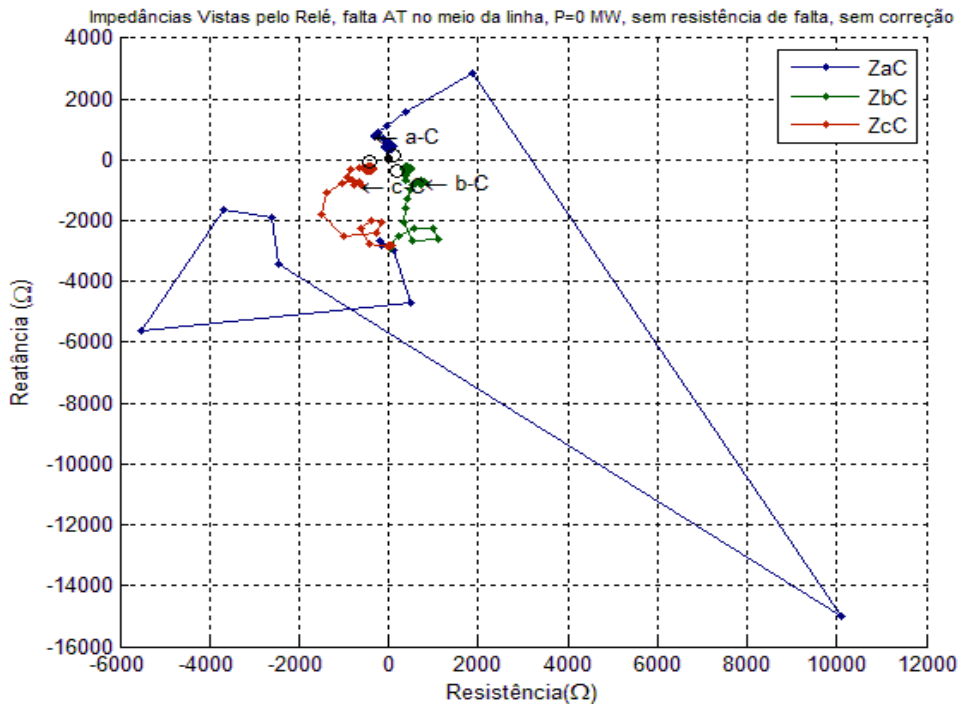


Figura 6.25 – Característica R-X da proteção de distância do circuito H para curto monofásico no meio da linha do circuito G, sem o fator de correção e carregamento nulo.

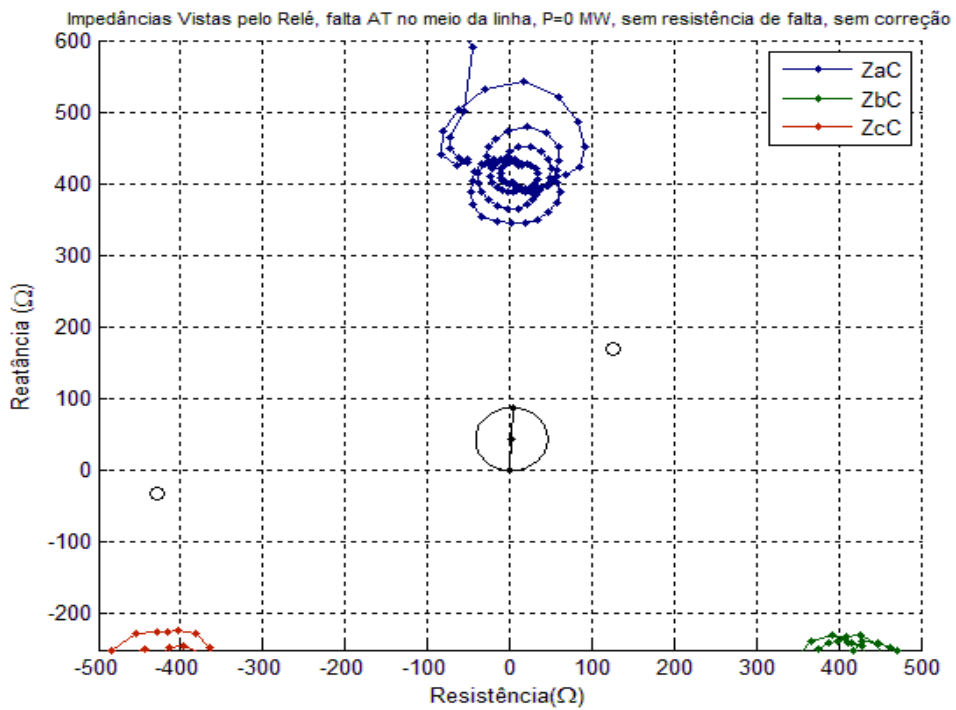


Figura 6.26 – Ampliação da característica R-X da proteção de distância do circuito H.

Com a inserção do fator de correção, pode-se observar da **Figura 6.27** que, quando o circuito passa da condição pré-falta para a condição de curto monofásico, a impedância da fase A está dentro da circunferência do relé. Tal situação pode ser melhor visualizada com a vista detalhada mostrada na **Figura 6.28**. O relé de distância da fase A do circuito saudável tem uma indicação incorreta da ocorrência de uma falta a 96% da barra 1 na linha saudável.

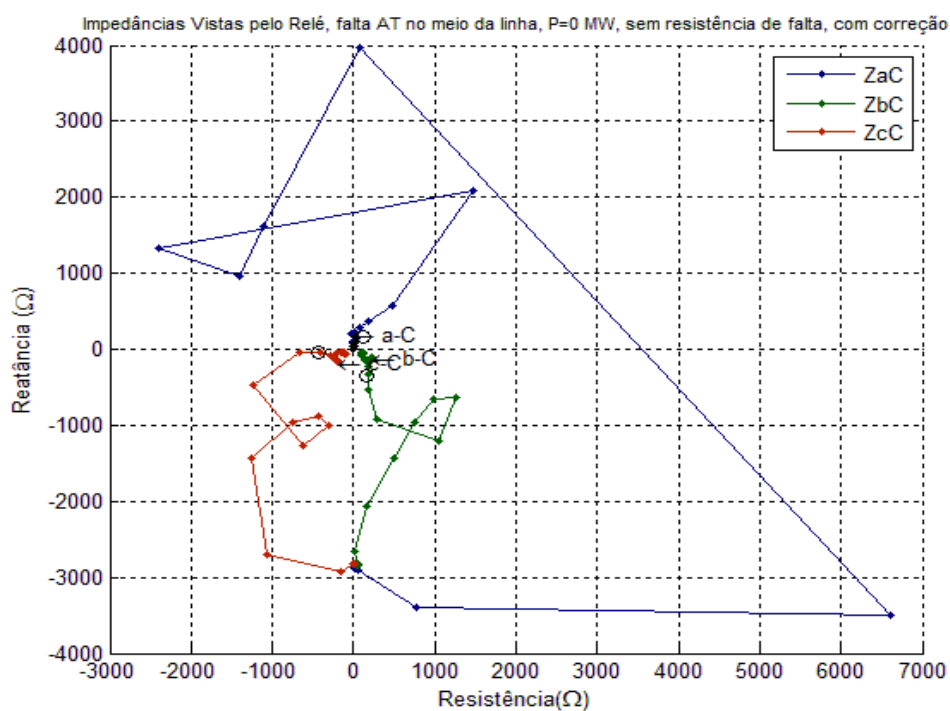


Figura 6.27 – Característica R-X da proteção de distância do circuito H para curto monofásico no meio da linha do circuito G, com o fator de correção e carregamento nulo.

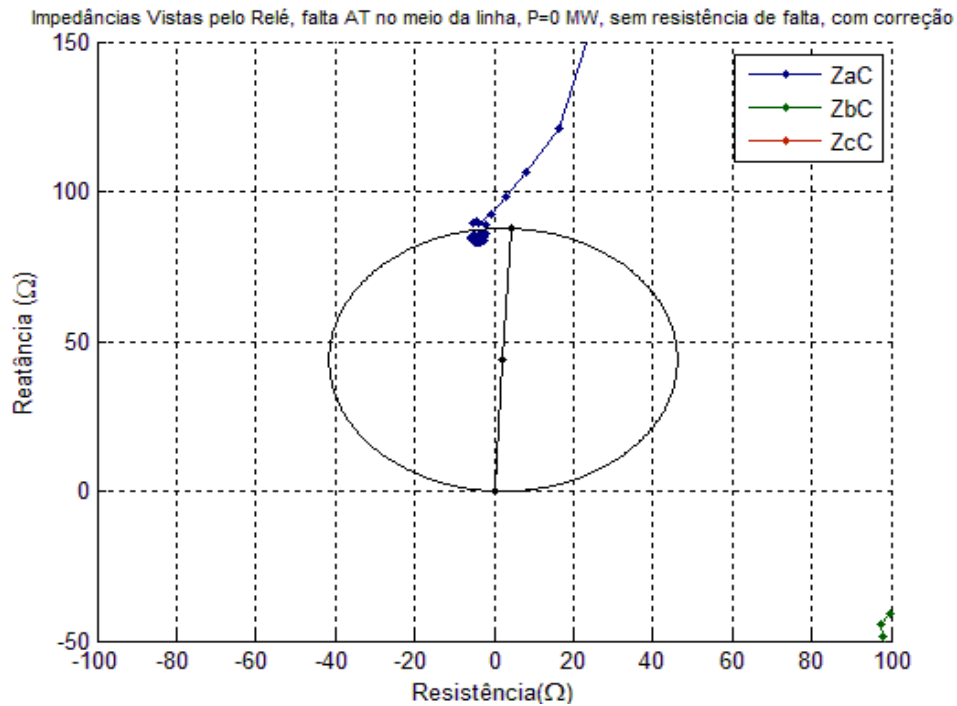


Figura 6.28 –Ampliação da característica R-X da proteção de distância do circuito H.

Nas **Figuras 6.29** e **6.30** as impedâncias vistas pelos relés de terra do circuito G, durante um curto monofásico no meio da linha com carregamento nulo e desconsiderando e considerando o fator de correção.

Como pode ser visto, 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 6% 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 de alcance 100%. Com isto, a localização com a correção do efeito mútuo de seqüência zero entre linhas já mostra seu benefício.

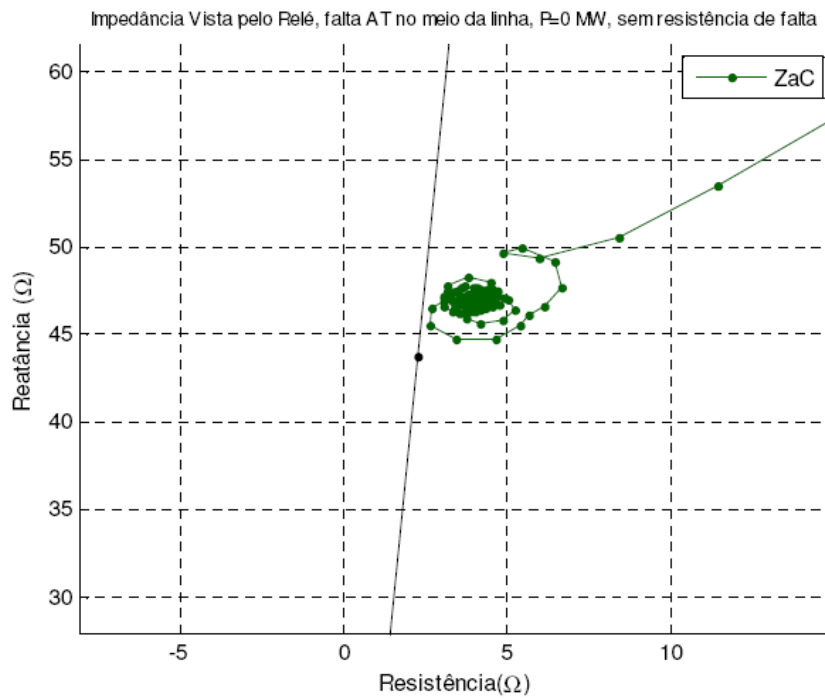


Figura 6.29 - Impedância vista pelo relé de fase A do circuito G, sem o fator de correção.

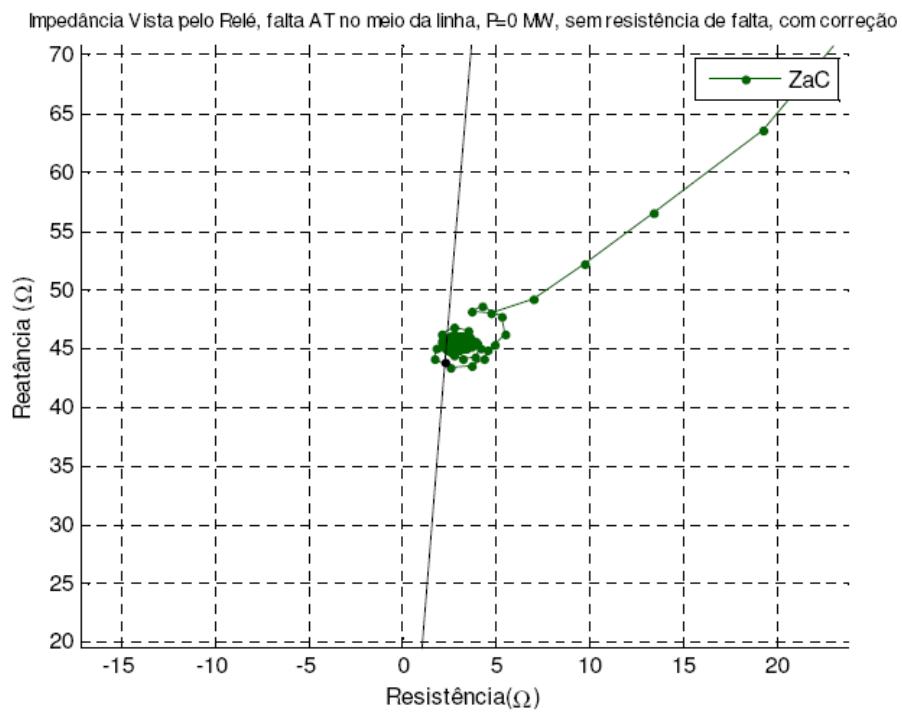


Figura 6.30 - Impedância vista pelo relé de fase A do circuito G, com o fator de correção.

Agora com o circuito com um carregamento de 900MW, com o fluxo de potência da barra 1 em direção à barra 2, sem considerar o fator de correção, pode-se visualizar a trajetória das impedância vista pelos relés associados à proteção de distância do circuito H. Observa-se que as impedâncias não entram na área de visão dos relés de terra de cada fase, conforme mostra a **Figura 6.31**.

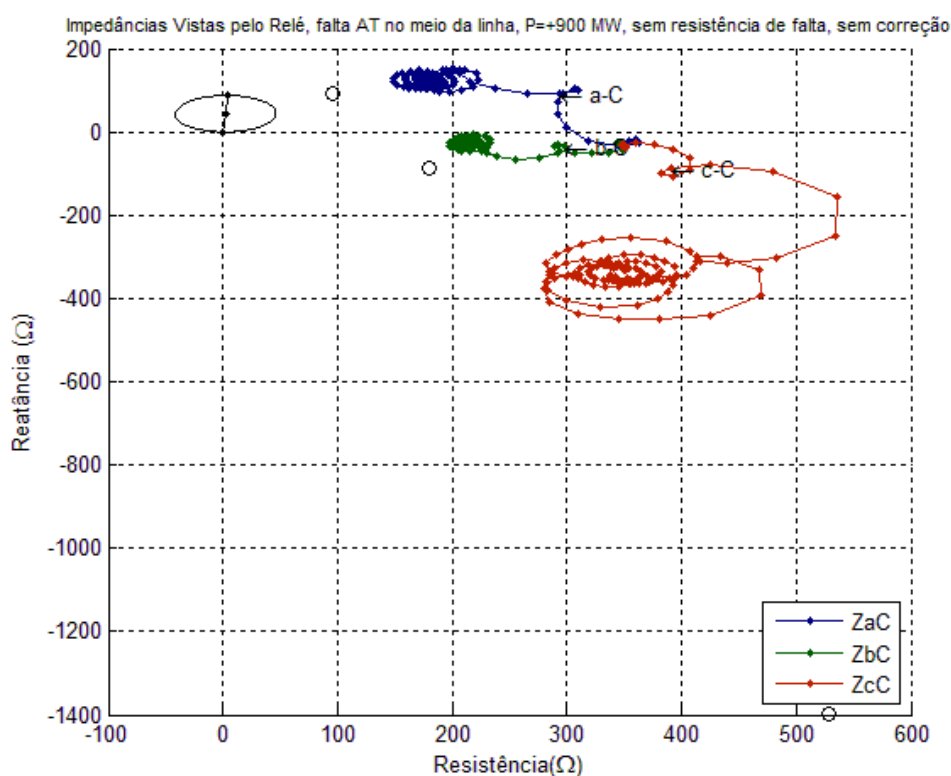


Figura 6.31 – Característica R-X da proteção de distância do circuito H para curto monofásico no meio da linha do circuito G, sem o fator de correção e carregamento de 900MW.

Com a inserção do fator de correção, novamente o valor de impedância da fase A medido está dentro da área de atuação do relé. O relé de distância da fase A do circuito saudável tem uma indicação incorreta da ocorrência de uma falta a 98% da barra 1 na linha saudável, como pode ser melhor visto na **Figura 6.33**.

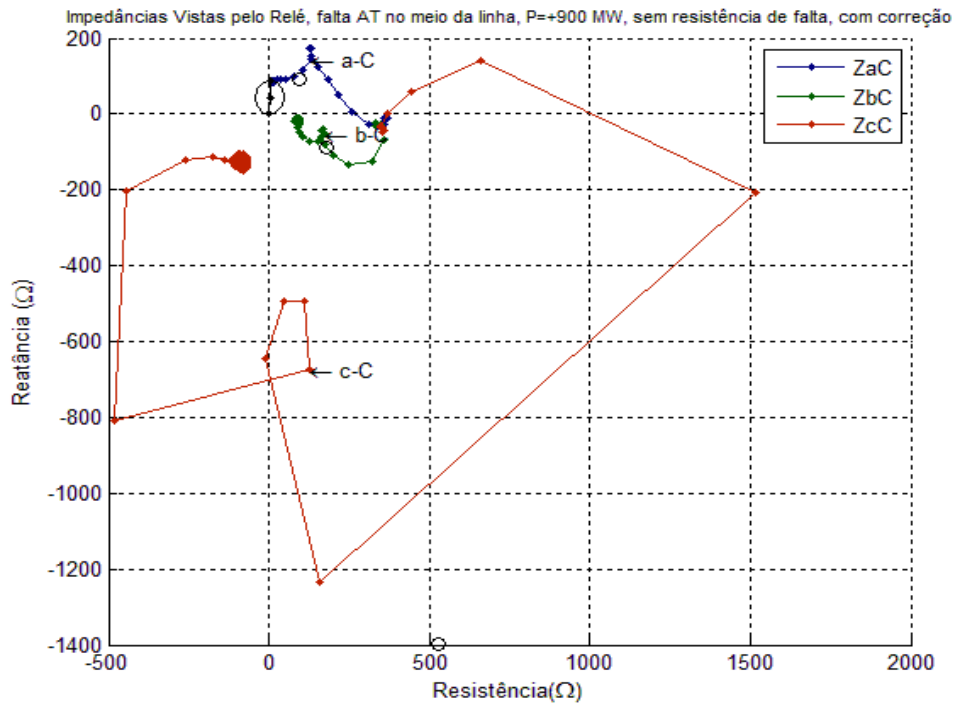


Figura 6.32 – Característica R-X da proteção de distância do circuito H para curto monofásico no meio da linha do circuito G, com o fator de correção e carregamento de 900MW.

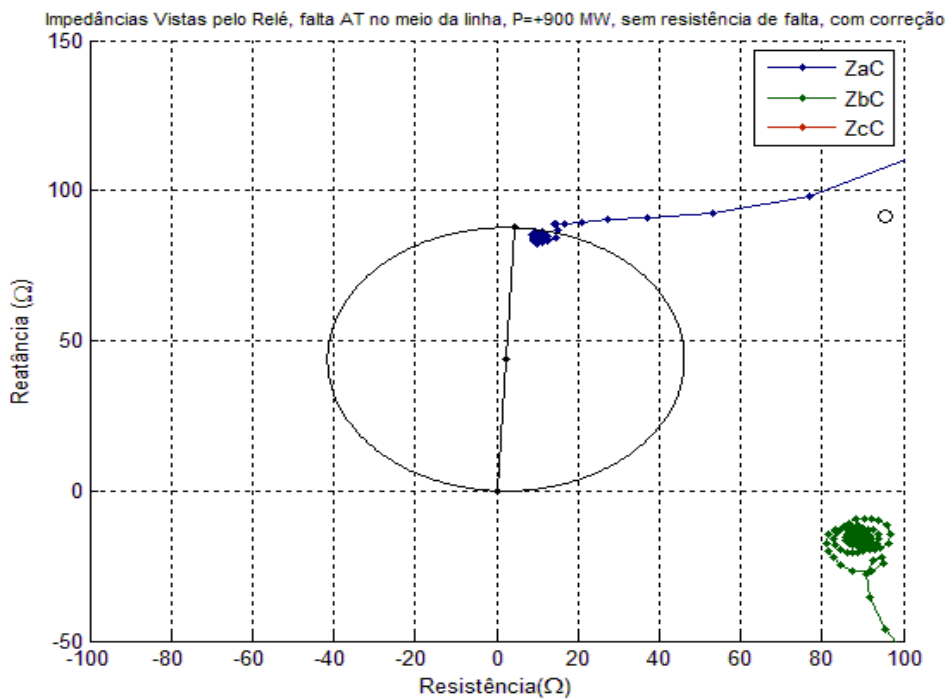


Figura 6.33 –Ampliação da característica R-X da proteção de distância do circuito H.

A **Figura 6.34** mostra o que o relé de terra da proteção do circuito G, fase A, verifica sob falta, relativo à operação com carregamento de +900MW sem a aplicação do fator de correção. Pode-se observar que este localiza a falta a 56% da barra 1, novamente um sobre-alcance quanto a localização correta.

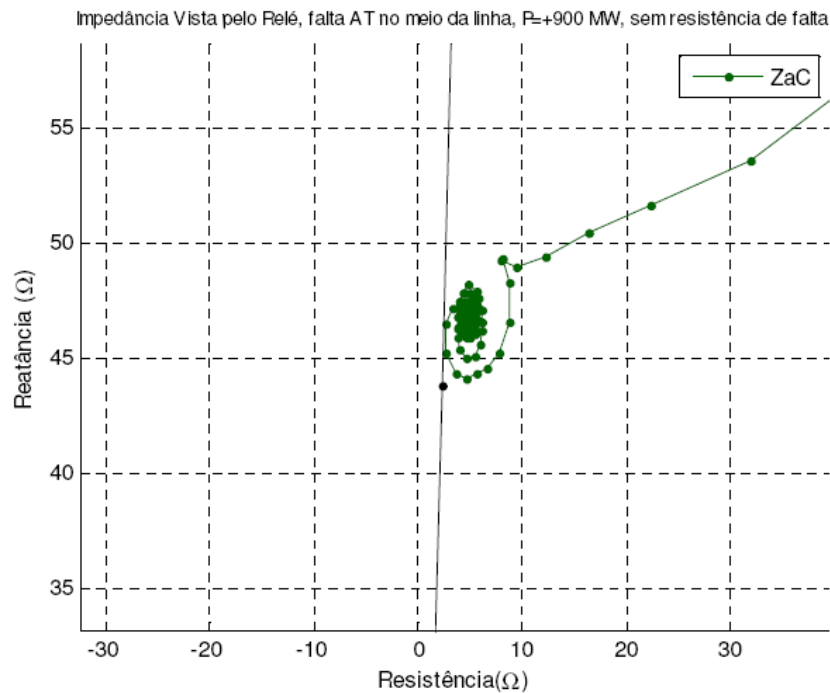


Figura 6.34 – Impedância vista pelo relé de terra da fase A do circuito G para falta monofásica com carregamento de +900MW, sem fator de correção.

As **Figuras 6.35 (a) e (b)** mostram o que o relé de terra da fase A da proteção do circuito G, sob falta, relativo à operação com carregamento de +900MW considerando o fator de correção detecta.

Na **Figura 6.35 (b)** fica mais fácil de verificar que o relé localiza a falha a 52% do barramento 1, melhorando novamente a precisão.

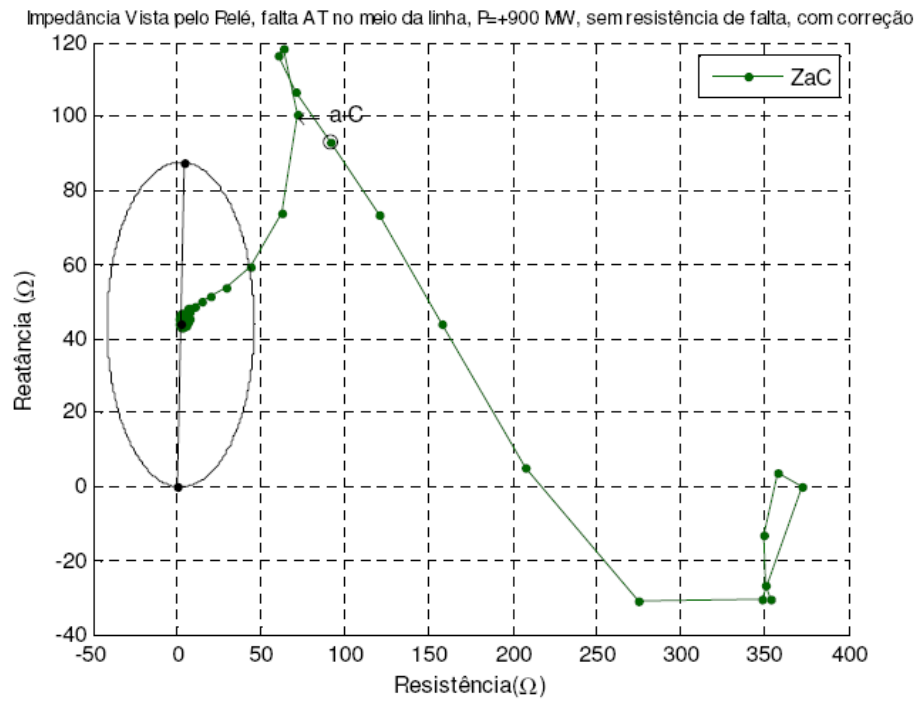


Figura 6.35 (a) – Impedância vista pelo relé de terra A do circuito G, com fator de correção.

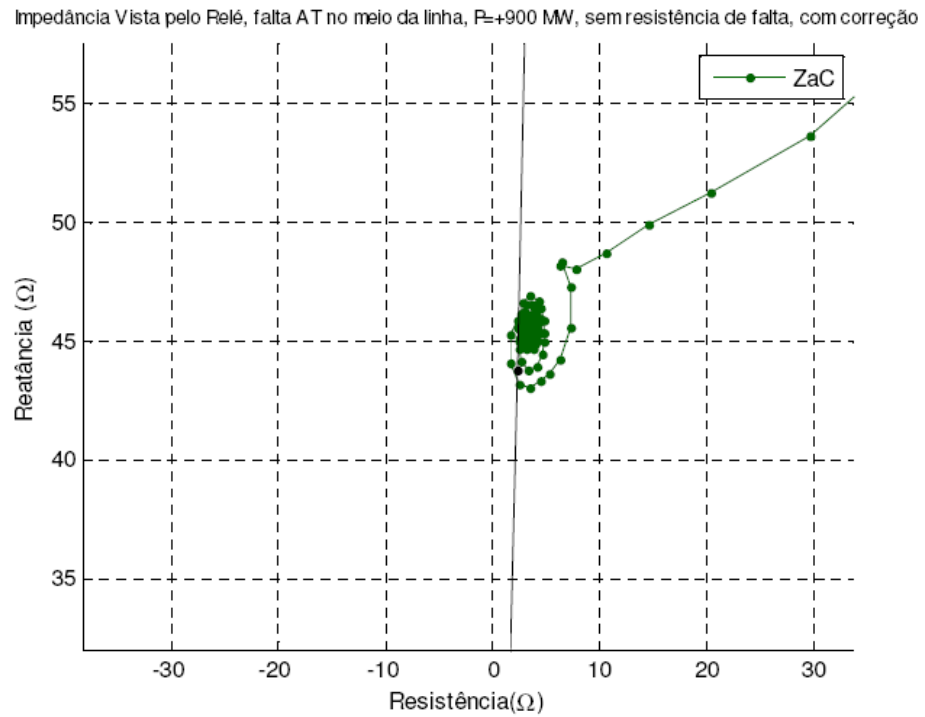


Figura 6.35 (b) – Ampliação da impedância vista pelo relé de terra A do circuito G, com fator de correção.

6.2.3 – Falta no Fim da Linha

Por fim, serão estudados os casos para o curto-circuito monofásico aplicado no final da linha que corresponde ao trecho entre as barras 1 e 2, a 95% a partir da barra 1.

Inicialmente, assim como nos outros casos, será considerado o caso de carregamento igual a -900MW, ou seja, fluxo de potência indo da barra 2 em direção à barra 1. Sem a aplicação do fator de correção, como pode ser observado na **Figura 6.36**, nenhuma das impedâncias são vistas pelos relés.

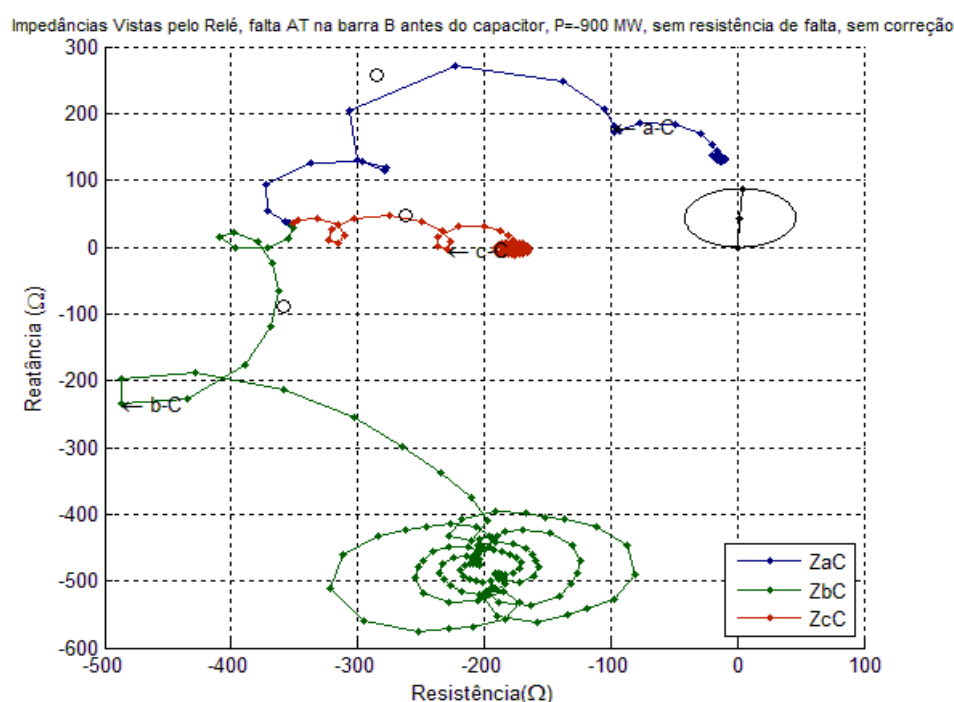


Figura 6.36 – Representação da característica R-X da proteção de distância do circuito H para curto monofásico no fim da linha sem o fator de correção.

Com a inserção do fator de correção, pode-se observar da **Figura 6.37** que, quando o circuito passa da condição pré-falta para a condição de curto monofásico a impedância da fase A entra na circunferência do relé, mas a maior concentração dos pontos está fora da área da circunferência. Tal situação pode ser melhor visualizada com a vista detalhada mostrada na **Figura 6.38**. O relé de distância da fase A do circuito saudável não indica a ocorrência de uma falta na linha saudável.

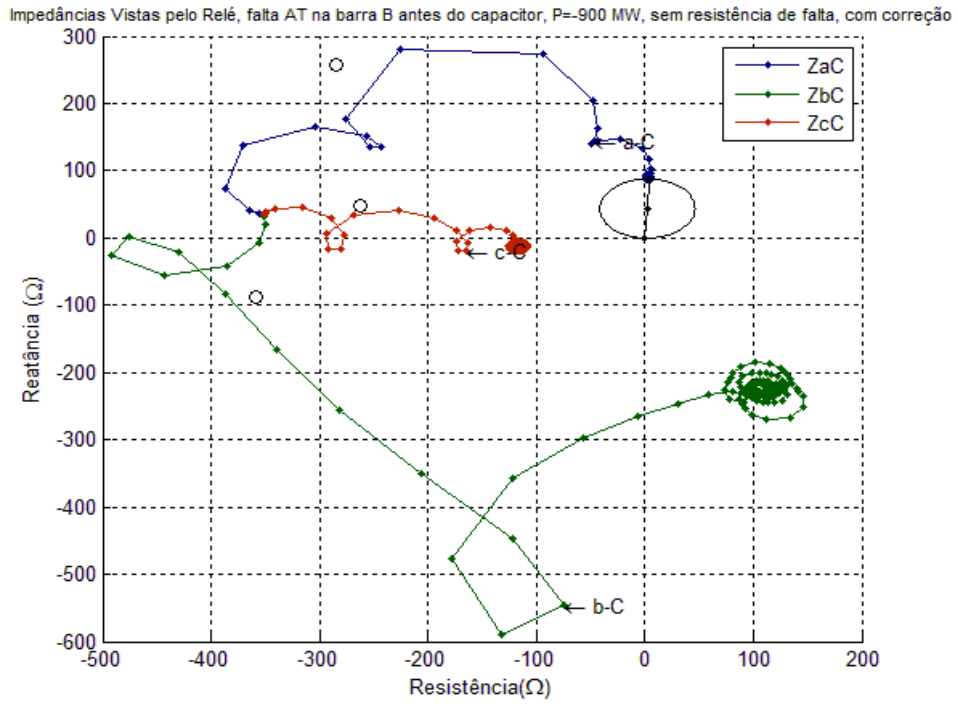


Figura 6.37 – Representação da característica R-X da proteção de distância do circuito H para curto monofásico no fim da linha com o fator de correção.

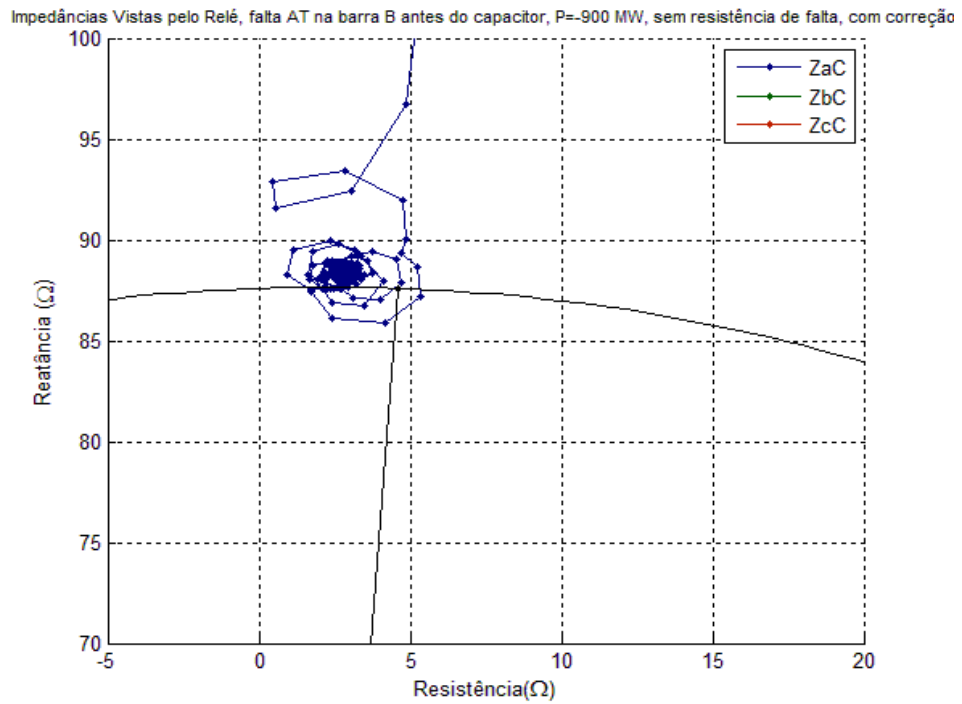


Figura 6.38 – Ampliação da característica R-X da proteção de distância do circuito H.

A **Figura 6.39** mostra a trajetória da impedância vista pelo relé de terra da fase A do circuito G quando ocorre uma falta monofásica no fim da linha, desconsiderando o fator de correção. Verifica-se que o relé não localiza a falta na linha e nem indica a atuação da proteção.

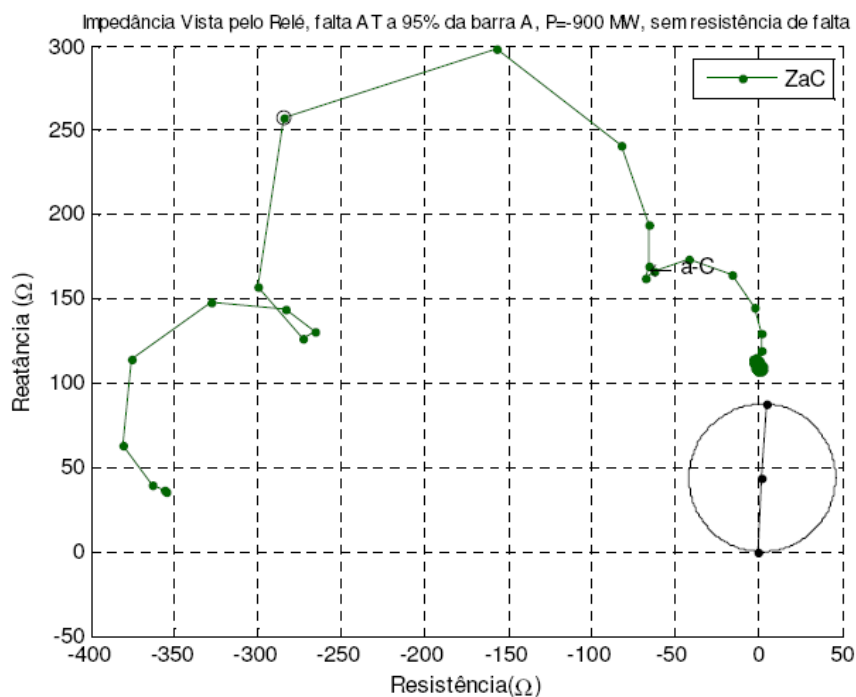


Figura 6.39 – Impedância vista pelo relé de terra da fase A do circuito G, sem fator de correção.

Quando o fator de correção é considerado, o relé localiza a falta, como é mostrado nas **Figuras 6.40 (a) e (b)**, a 96% do barramento 1.

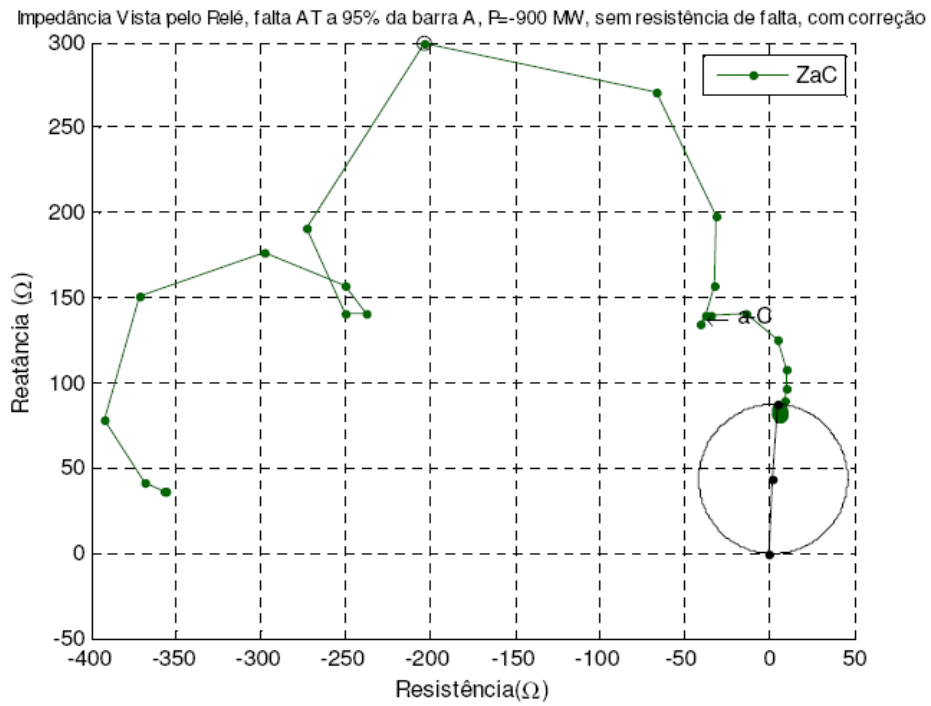


Figura 6.40 (a) – Impedância vista pelo relé de terra da fase A, com fator de correção.

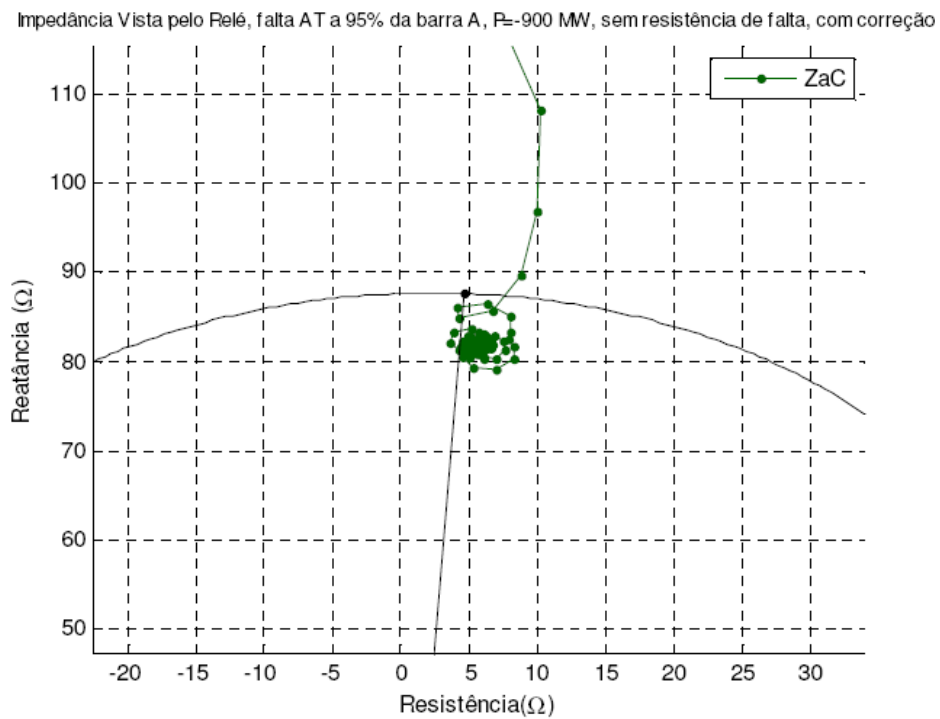


Figura 6.40 (b) – Impedância vista pelo relé de terra da fase A, com fator de correção.

Modificando o carregamento do circuito para 0MW e sem a utilização do fator de correção as trajetórias das três impedâncias mantêm-se fora da circunferência que delimita a zona de atuação do relé. Tal situação pode ser vista claramente na ampliação da **Figura 6.42**.

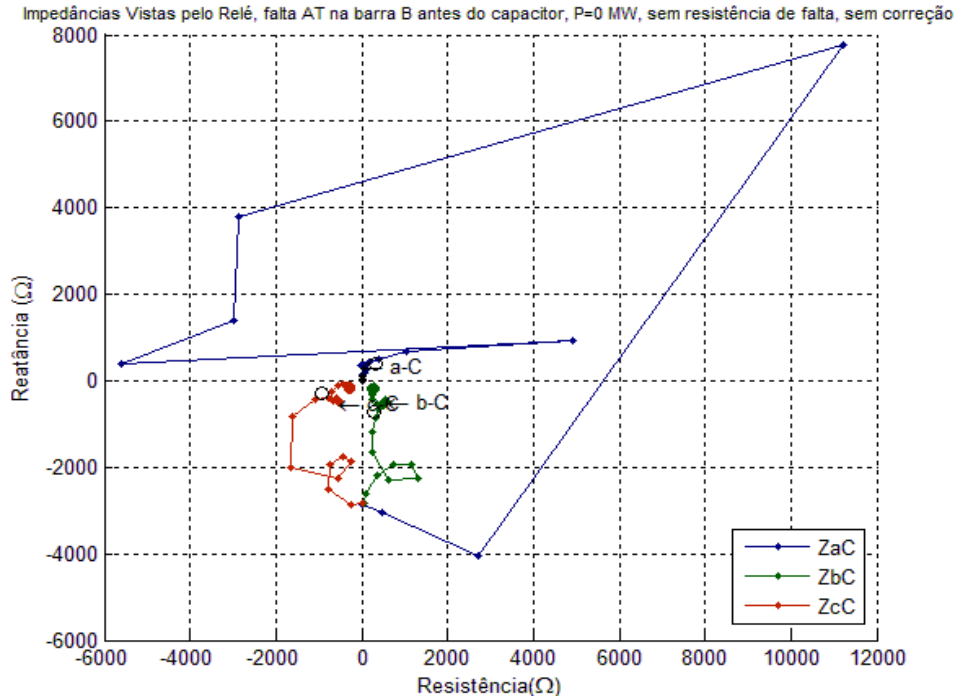


Figura 6.41 – Representação da característica R-X da proteção de distância do circuito H para curto monofásico no fim da linha sem o fator de correção.

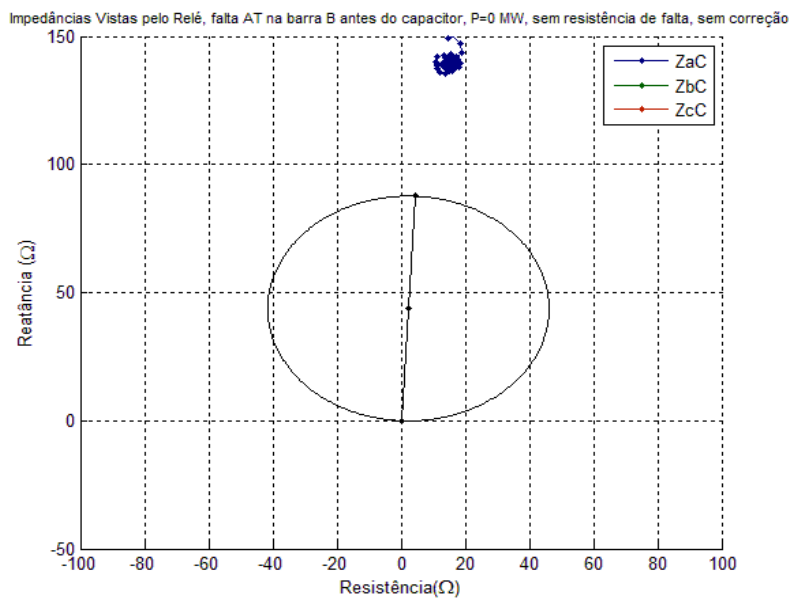


Figura 6.42 – Ampliação da característica R-X da proteção de distância do circuito H.

Considerando-se o fator de correção, pode-se observar na ampliação da **Figura 6.43** que, novamente, quando o circuito passa da condição pré-falta para a condição de curto monofásico a impedância da fase A entra na circunferência do relé, mas a maior concentração dos pontos está fora da área da circunferência. Tal situação pode ser melhor visualizada com a vista detalhada mostrada na **Figura 6.44 (b)**. O relé de distância da fase A do circuito saudável não indica a ocorrência de uma falta na linha saudável.

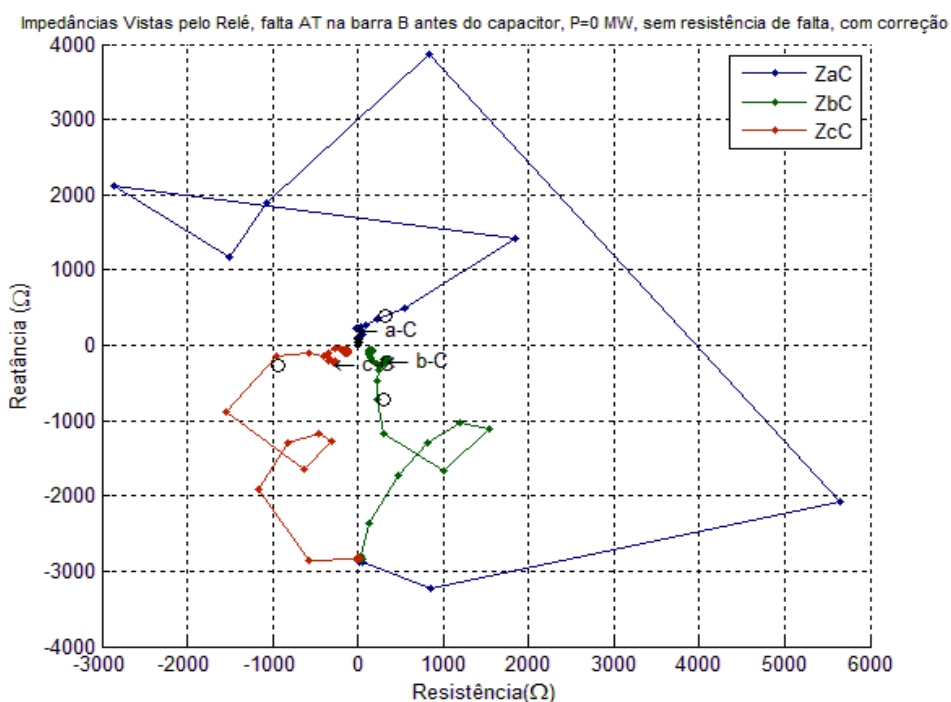


Figura 6.43 – Representação da característica R-X da proteção de distância do circuito H para curto monofásico no fim da linha com o fator de correção.

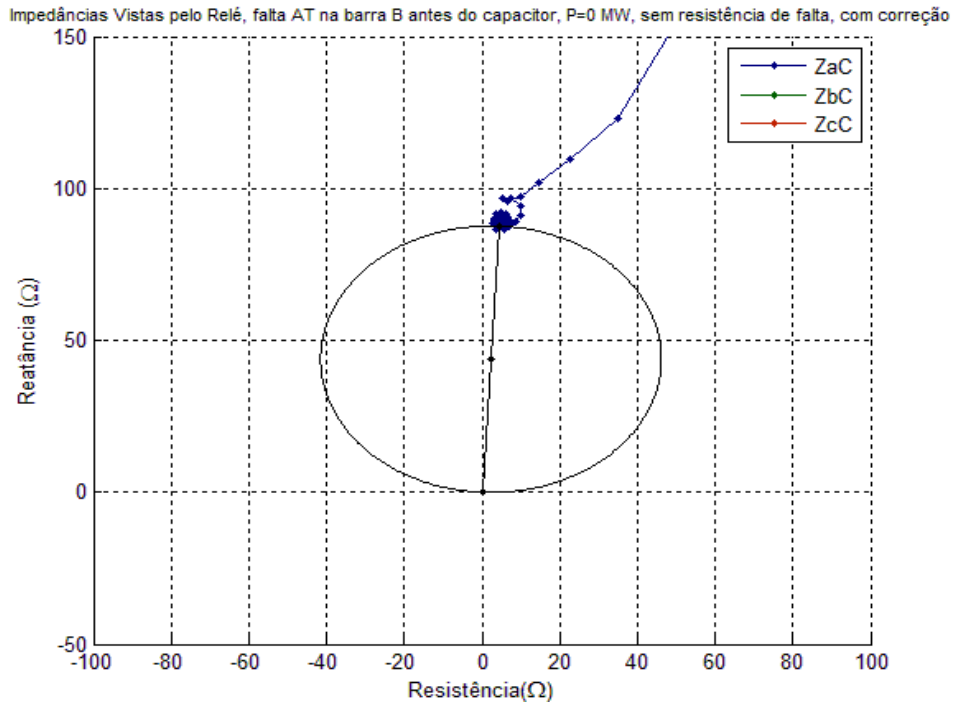


Figura 6.44 (a) – Ampliação da característica R-X da proteção de distância do circuito H.

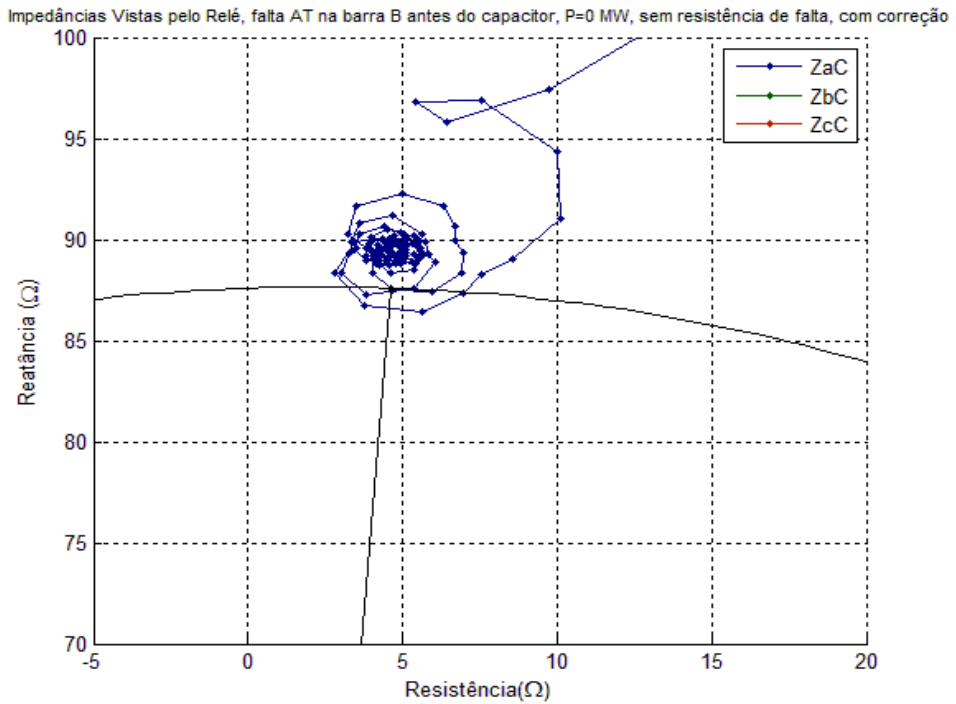


Figura 6.44 (b) – Ampliação da característica R-X da proteção de distância do circuito H.

A **Figura 6.45** abaixo mostra novamente que sem o fator de correção o relé do circuito G não localiza corretamente o defeito na linha.

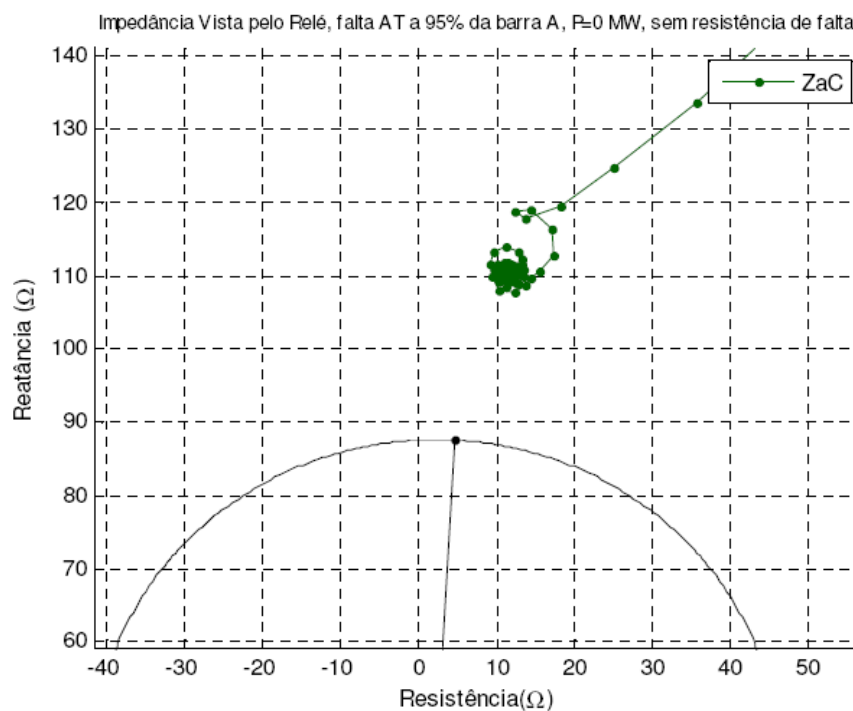


Figura 6.45 – Impedância vista pelo relé da fase A do circuito G, sem o fator de correção.

E, mais uma vez, quando o fator de correção foi considerado o relé indicou a falta na linha. A localização dada foi a 98% da barra 1, conforme é apresentado nas **Figuras 6.46 (a)** e **(b)**. Neste caso, há a indicação de operação da proteção do circuito em falta.

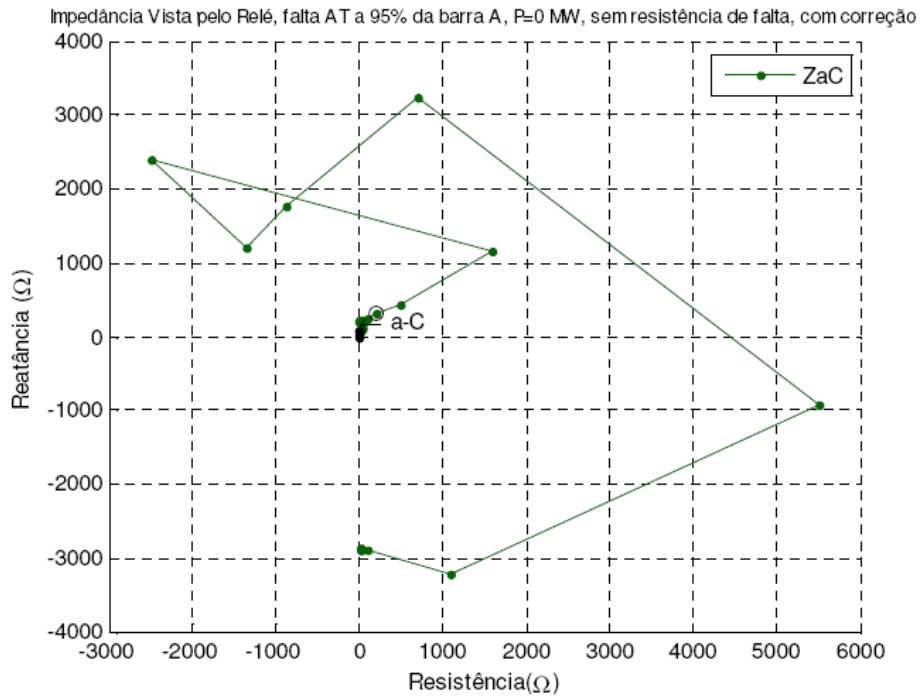


Figura 6.46 (a) – Impedância vista pelo relé da fase A, com o fator de correção.

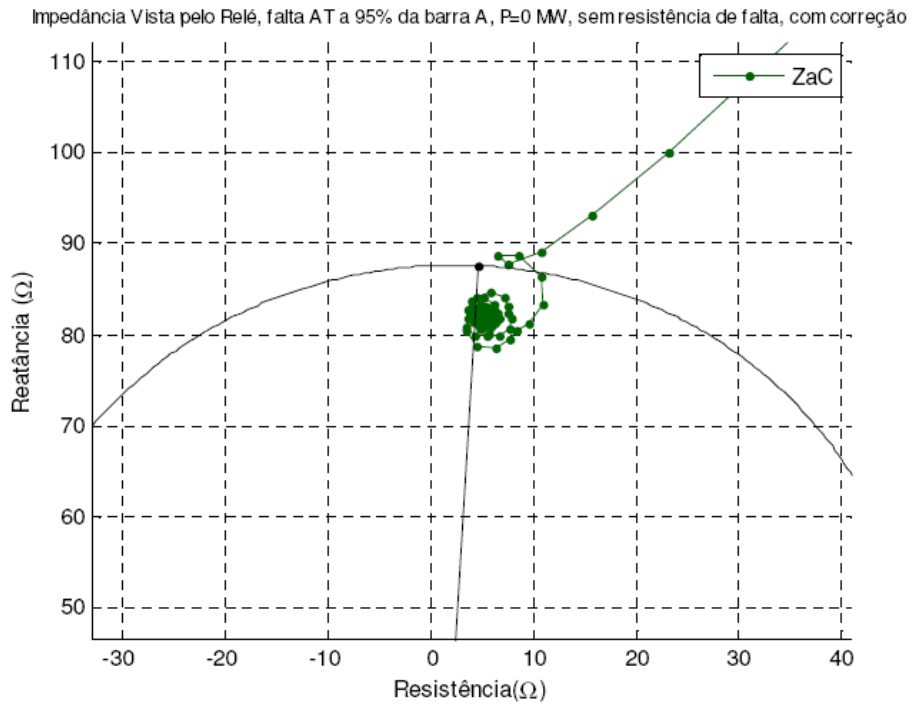


Figura 6.46 (b) – Vista detalhada referente à Figura 6.46 (a).

E, por último, serão visualizadas as trajetórias das impedâncias vistas pelos relés quando o circuito opera com um carregamento de 900MW com o fluxo de potência da barra 1 para a barra 2. Sem a correção, pode-se visualizar a trajetória das impedância vista pelos relés associados à proteção de distância do circuito H desde a passagem da condição pré-falta até a condição final de curto monofásico na fase A do circuito G. Observa-se na **Figura 6.47** que a impedância da fase A é a que mais se aproxima, porém não ultrapassa, o limite da circunferência do relé.

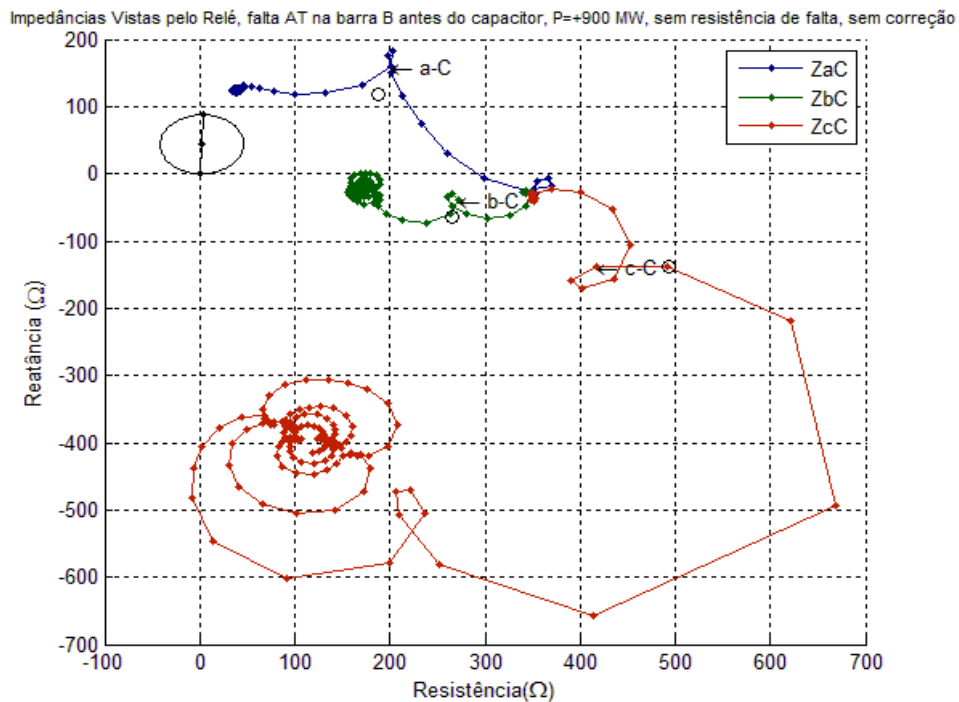


Figura 6.47 – Representação da característica R-X da proteção de distância do circuito H para curto monofásico no fim da linha sem o fator de correção.

Mais uma vez verifica-se que com a inserção do fator de correção, a impedância medida pelo relé da fase A entra na circunferência que delimita a região de guarda do relé, mas a maior concentração dos pontos, a estabilização, está fora da área da circunferência. Tal situação pode ser melhor visualizada com a vista detalhada mostrada na **Figura 6.48**. Logo, o relé de distância da fase A do circuito saudável não indica a ocorrência de uma falta na linha saudável.

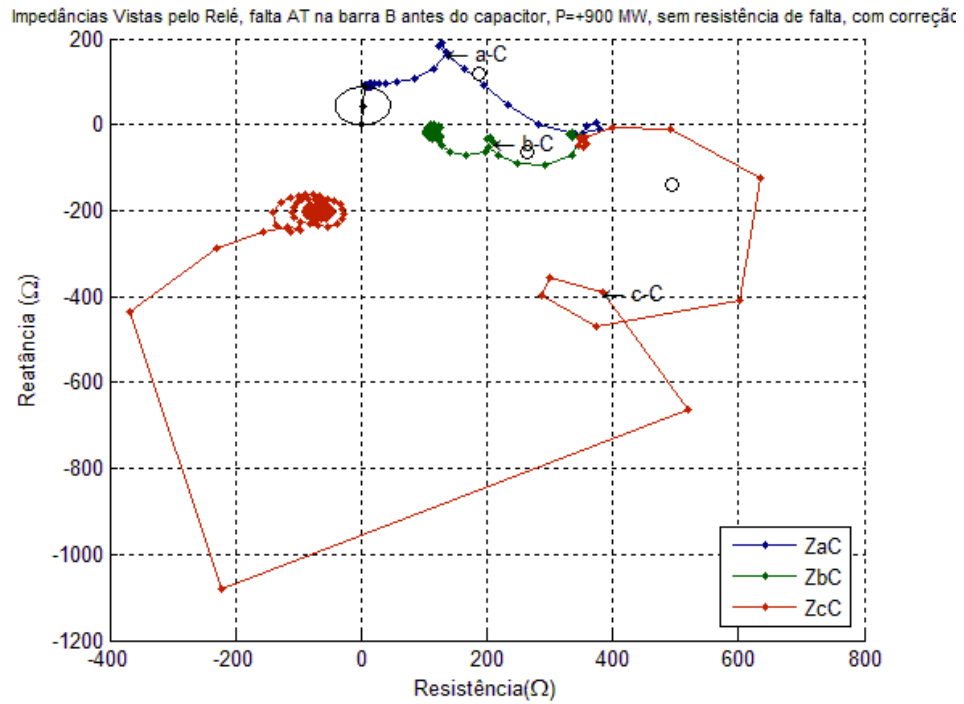


Figura 6.48 – Representação da característica R-X da proteção de distância do circuito H para curto monofásico no fim da linha com o fator de correção.

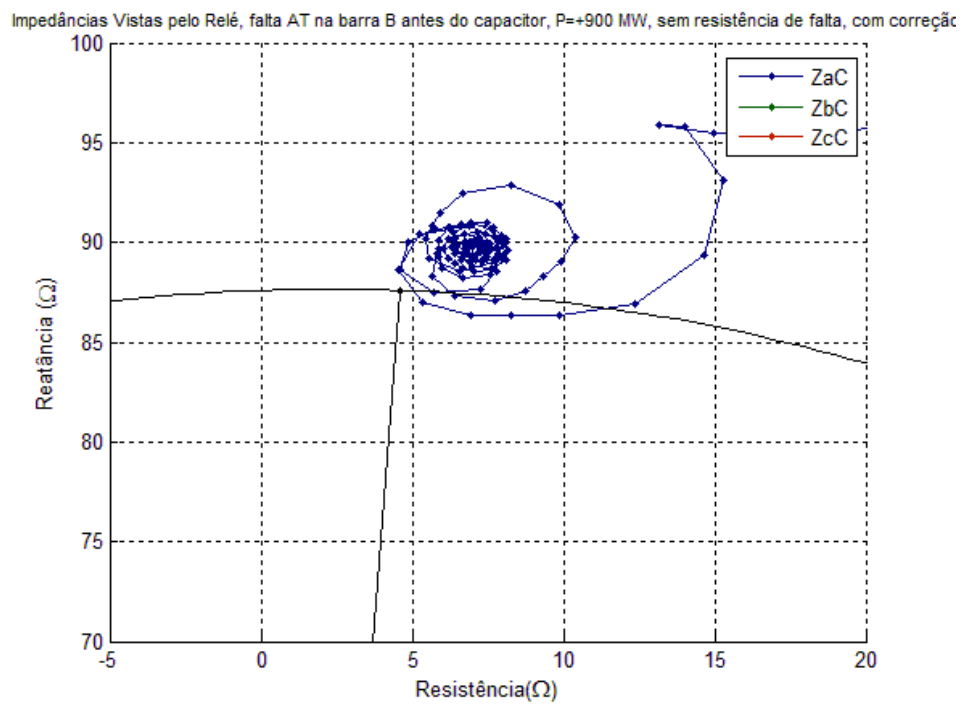


Figura 6.49 – Ampliação da característica R-X da proteção de distância do circuito H.

Como ocorreu para os outros carregamentos, desconsiderando-se a correção, o relé da fase A do circuito G não localizou a falta, e quando a considerou localizou o defeito a 98% da barra 1.

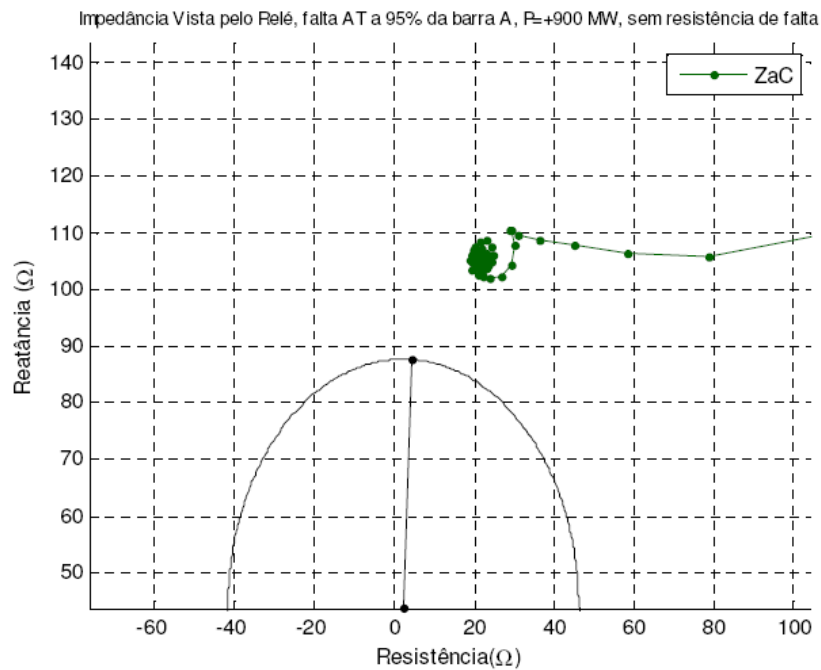


Figura 6.50 – Representação da característica R-X da proteção de distância do circuito G para curto monofásico no fim da linha sem o fator de correção.

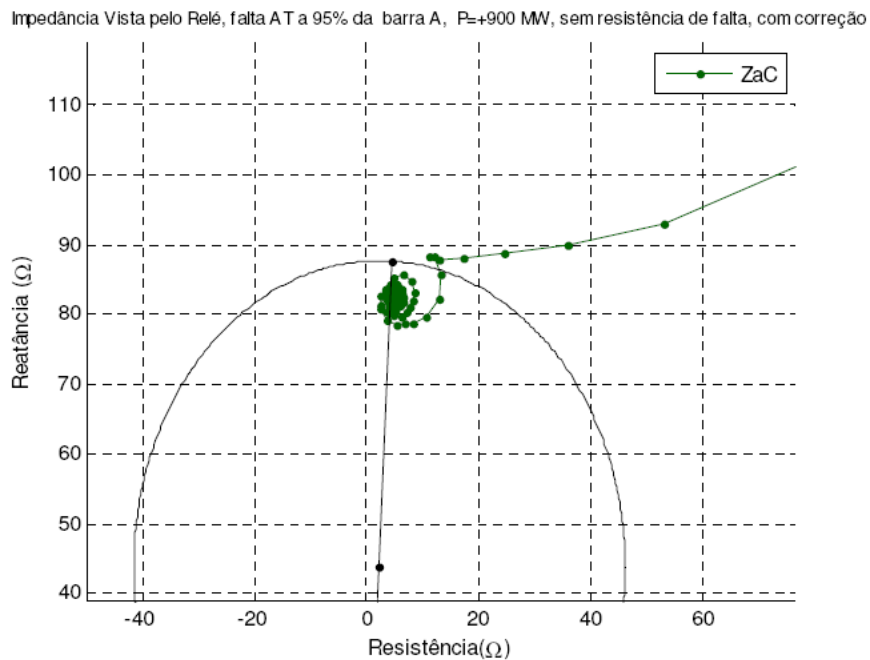


Figura 6.51 – Característica R-X da proteção de distância do circuito G, com o fator de correção.

6.2.4 – Tensões e Correntes

Para um maior entendimento sobre o que está ocorrendo nos dois circuitos em paralelo, visto que em alguns casos os relés de ambos indicavam operação, mesmo a falta sendo aplicada apenas em um deles, no circuito G, fez-se necessário o estudo das correntes e tensões primárias, na entrada dos TC's e TP's da fase A dos dois circuitos, G e H, 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.

6.2.4.1 – Falta no Início da Linha

Quando a falta ocorre no início da linha, pode-se perceber que independente do carregamento do circuito, durante o curto a corrente que circula no circuito em falta é muito maior do que a corrente que circula no circuito saudável, é aproximadamente cinco (5) vezes maior, conforme pode ser visto desde a **Figura 6.52** a **Figura 6.57**.

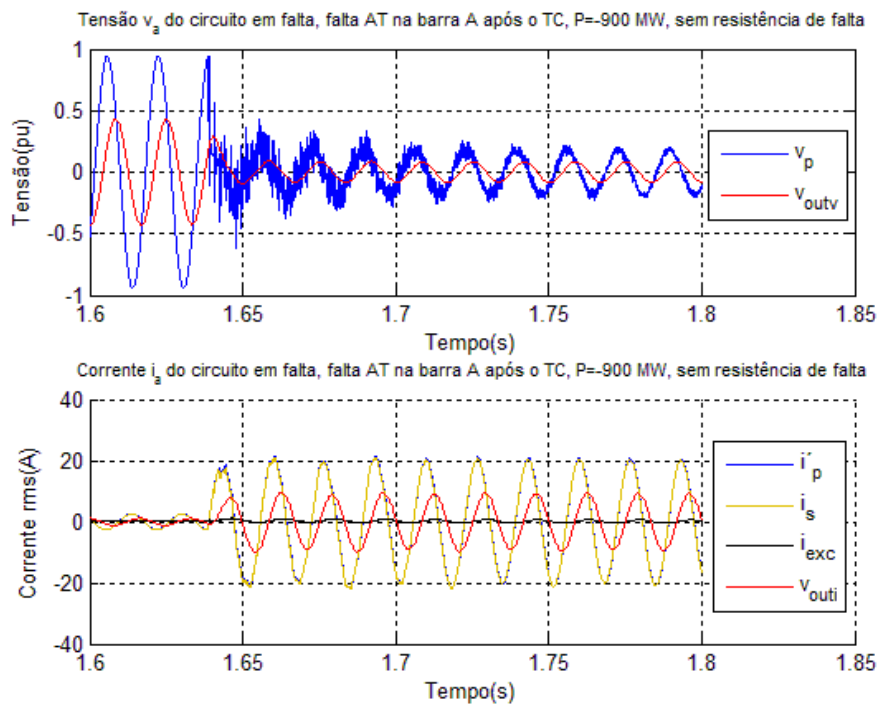


Figura 6.52 – Tensão e corrente da fase A do circuito G, para o carregamento de -900MW.

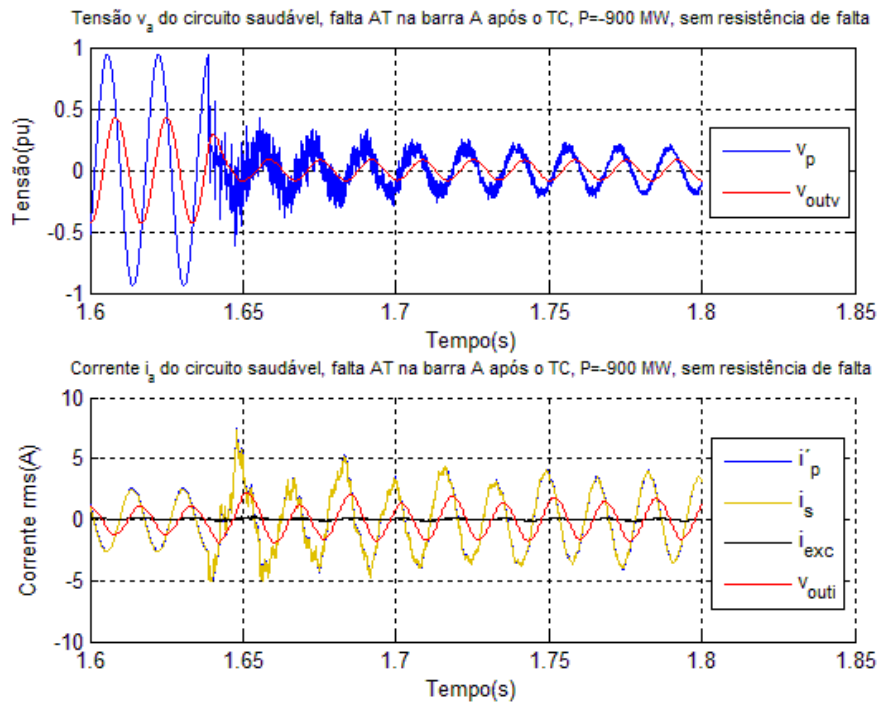


Figura 6.53 – Tensão e corrente da fase A do circuito H, para o carregamento de -900MW.

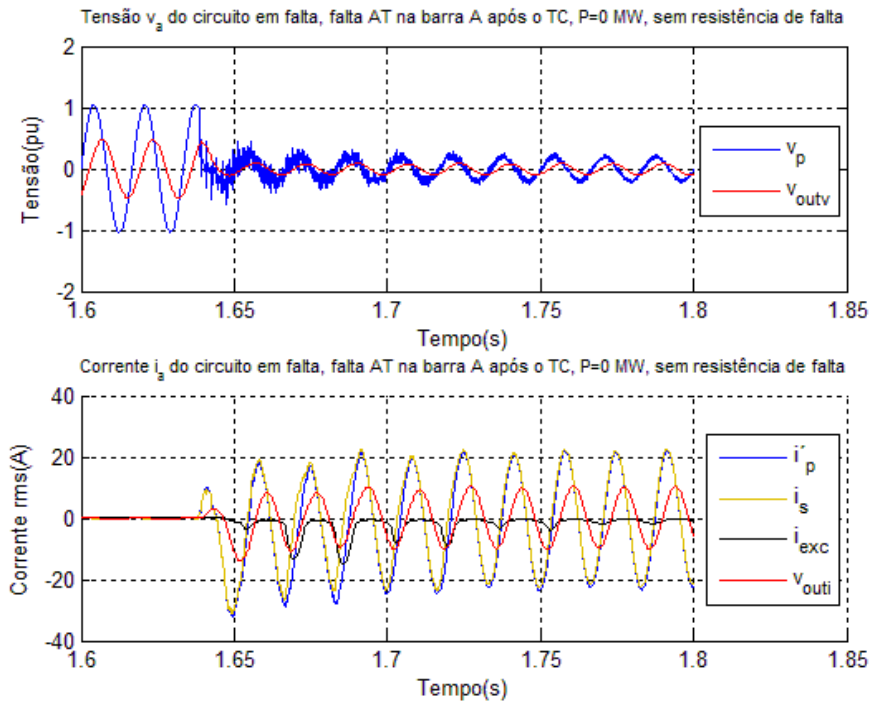


Figura 6.54 – Tensão e corrente da fase A do circuito G, para o carregamento de 0MW.

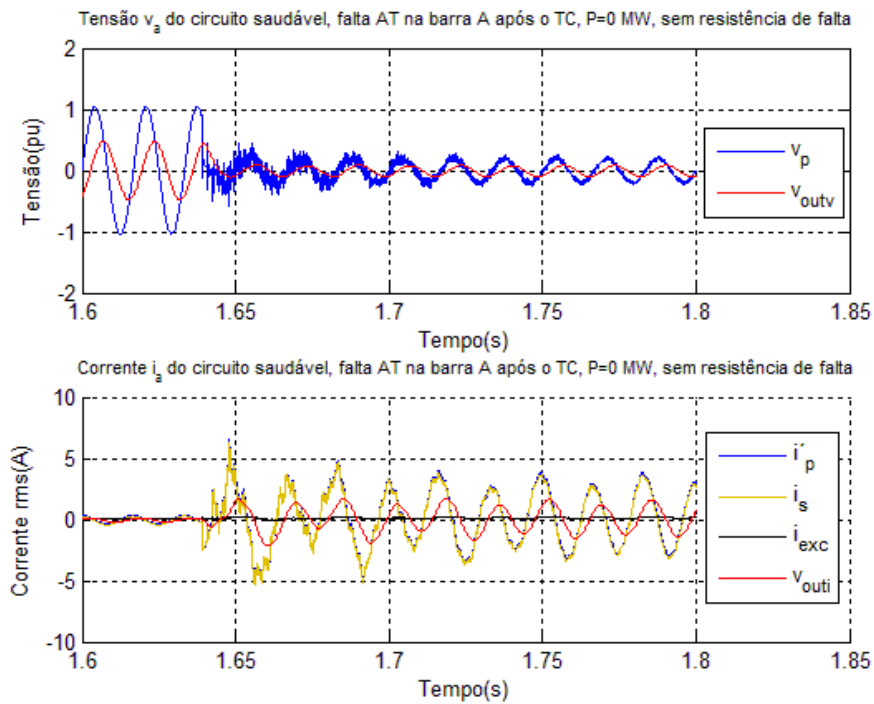


Figura 6.55 – Tensão e corrente da fase A do circuito H, para o carregamento de 0MW.

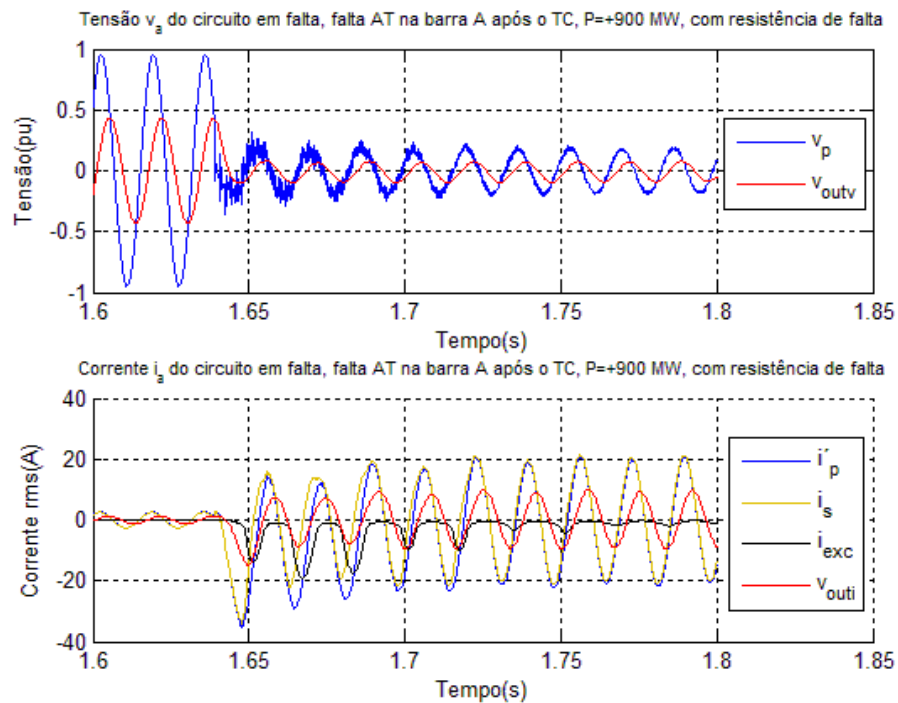


Figura 6.56 – Tensão e corrente da fase A do circuito G, para o carregamento de 900MW.

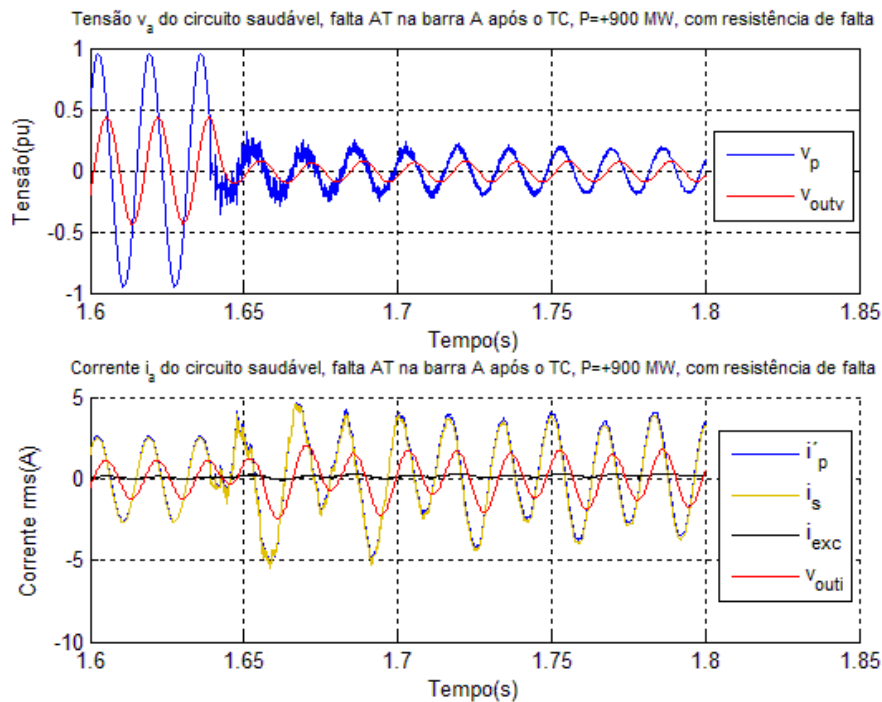


Figura 6.57 – Tensão e corrente da fase A do circuito H, para o carregamento de 900MW.

6.2.4.2 – Falta no Meio da Linha

Quando a falta ocorre no meio da linha, pode-se perceber que, para os carregamentos de -900MW e +900MW, durante o curto a corrente que circula no circuito em falta é maior do que a corrente que circula no circuito saudável, é aproximadamente três (3) vezes maior, conforme pode ser visto na **Figura 6.58**, **Figura 6.59**, **Figura 6.62** e **Figura 6.63**.

Já para o circuito sem carregamento, 0MW, a corrente do circuito G durante o curto-circuito é praticamente sete (7) vezes maior do que a corrente que circula no circuito saudável, conforme pode ser visto na **Figura 6.60** e **Figura 6.61**.

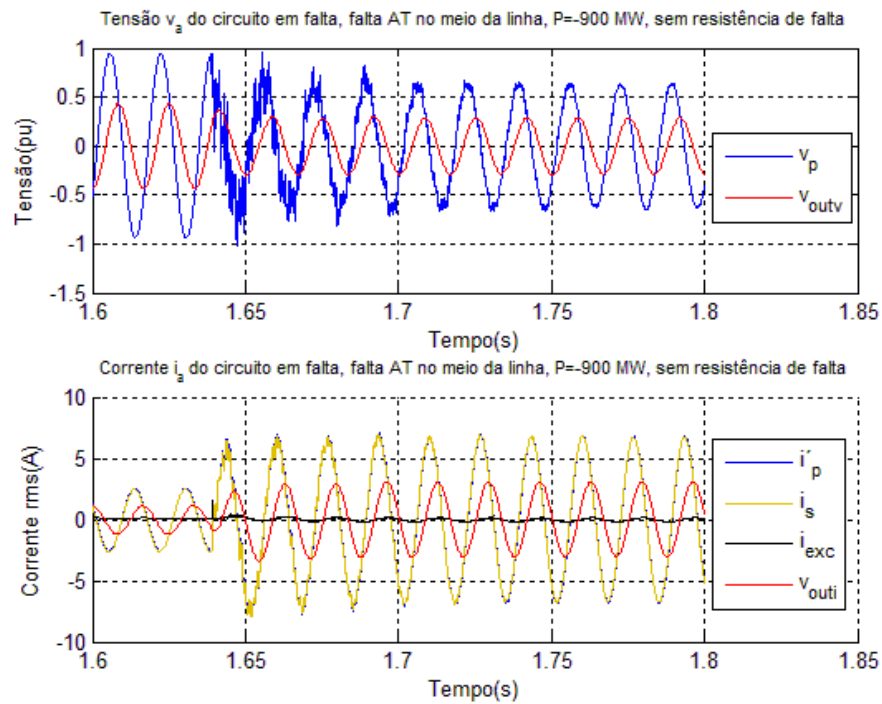


Figura 6.58 – Tensão e corrente da fase A do circuito G, para o carregamento de -900MW.

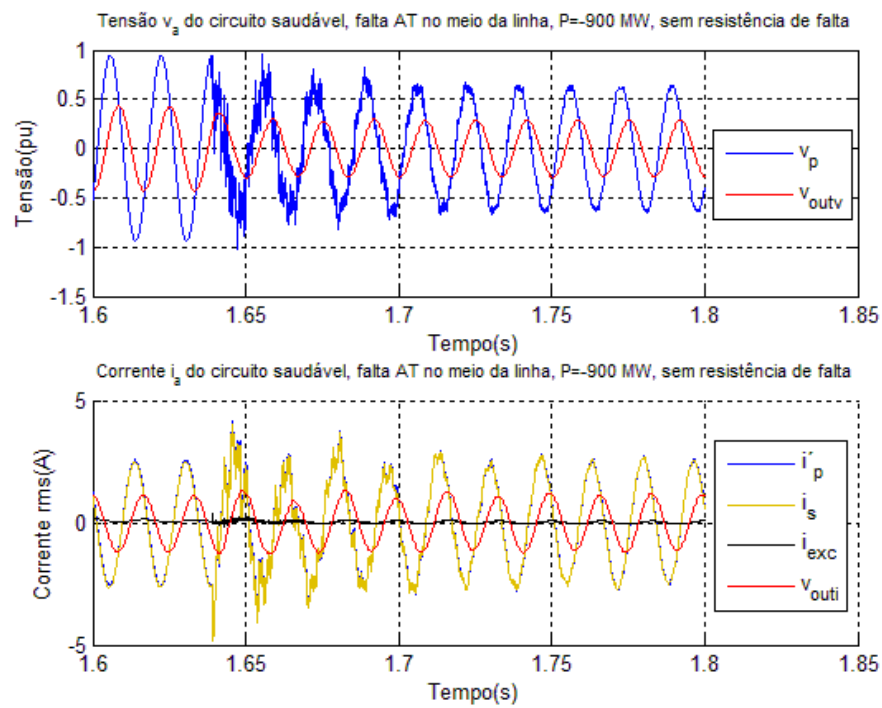


Figura 6.59 – Tensão e corrente da fase A do circuito H, para o carregamento de -900MW.

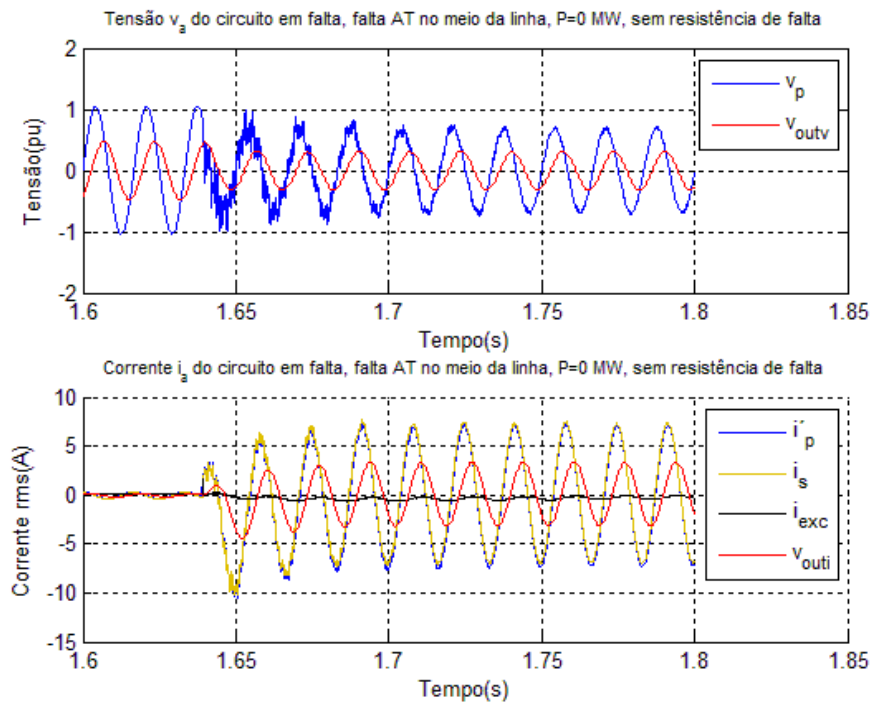


Figura 6.60 – Tensão e corrente da fase A do circuito G, para o carregamento de 0MW.

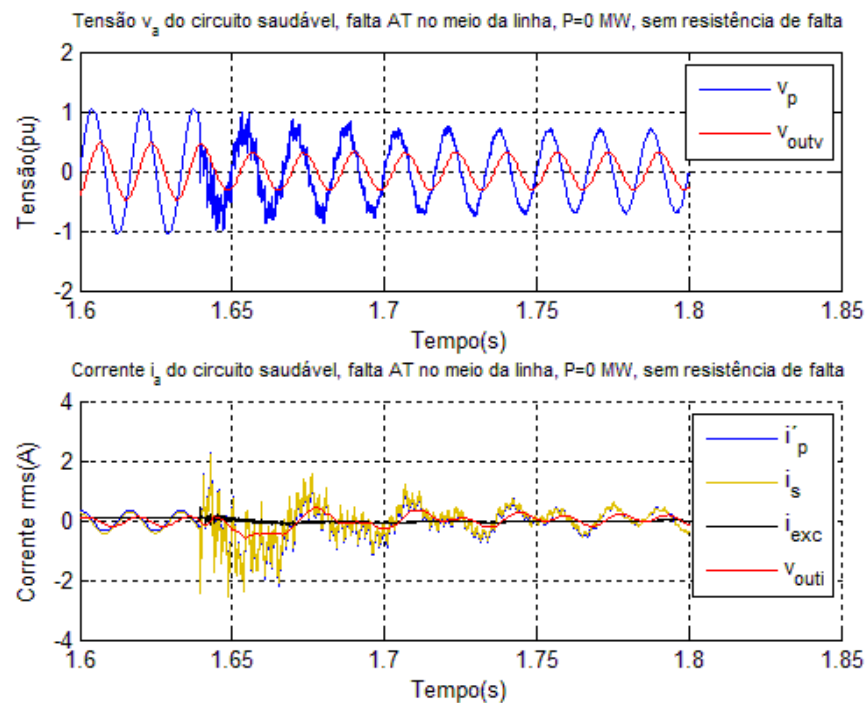


Figura 6.61 – Tensão e corrente da fase A do circuito H, para o carregamento de 0MW.

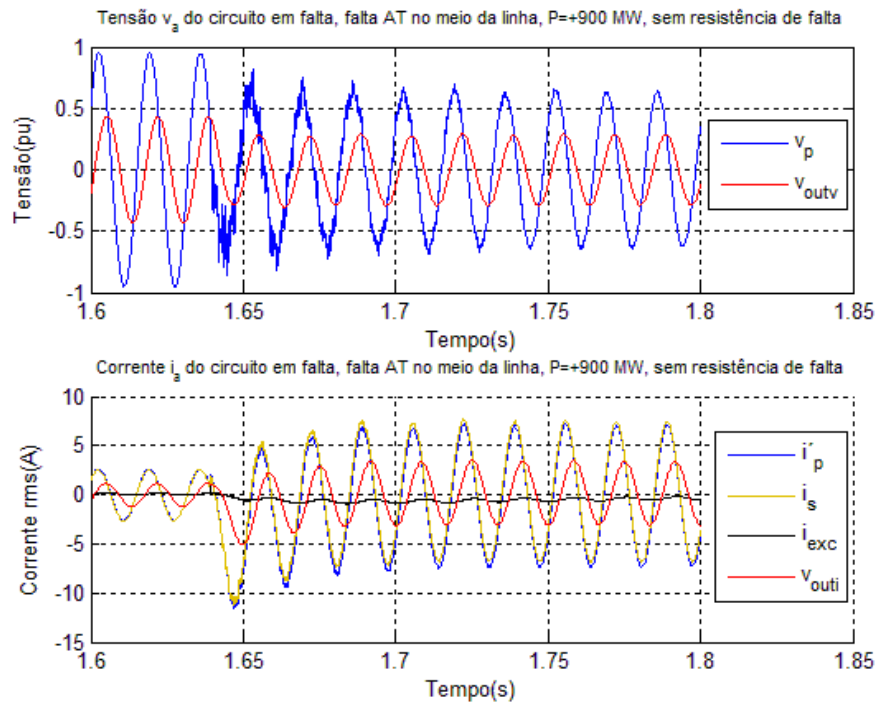


Figura 6.62 – Tensão e corrente da fase A do circuito G, para o carregamento de 900MW.

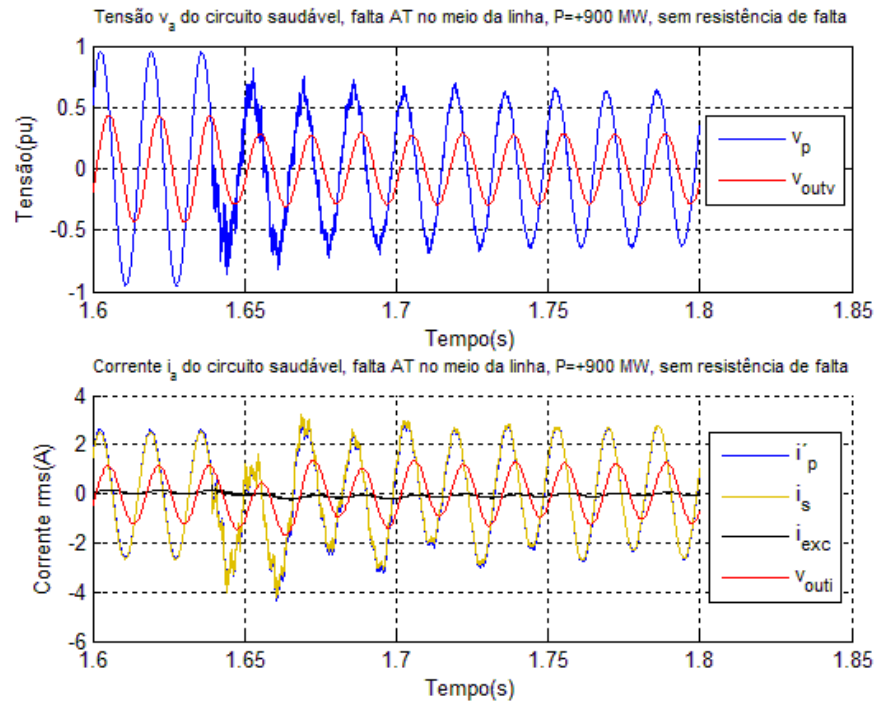


Figura 6.63 – Tensão e corrente da fase A do circuito H, para o carregamento de 900MW.

6.2.4.3 – Falta no Fim da Linha

Quando a falta ocorre no fim da linha, pode-se perceber que, para os carregamentos de -900MW e +900MW, durante o curto a corrente que circula no circuito em falta é praticamente igual a corrente que circula no circuito saudável, conforme pode ser visto na **Figura 6.64**, **Figura 6.65**, **Figura 6.68** e **Figura 6.69**.

Já para o circuito sem carregamento, 0MW, a corrente do circuito G durante o curto-circuito é praticamente duas (2) vezes maior do que a corrente que circula no circuito saudável, conforme pode ser visto na **Figura 6.66** e **Figura 6.67**.

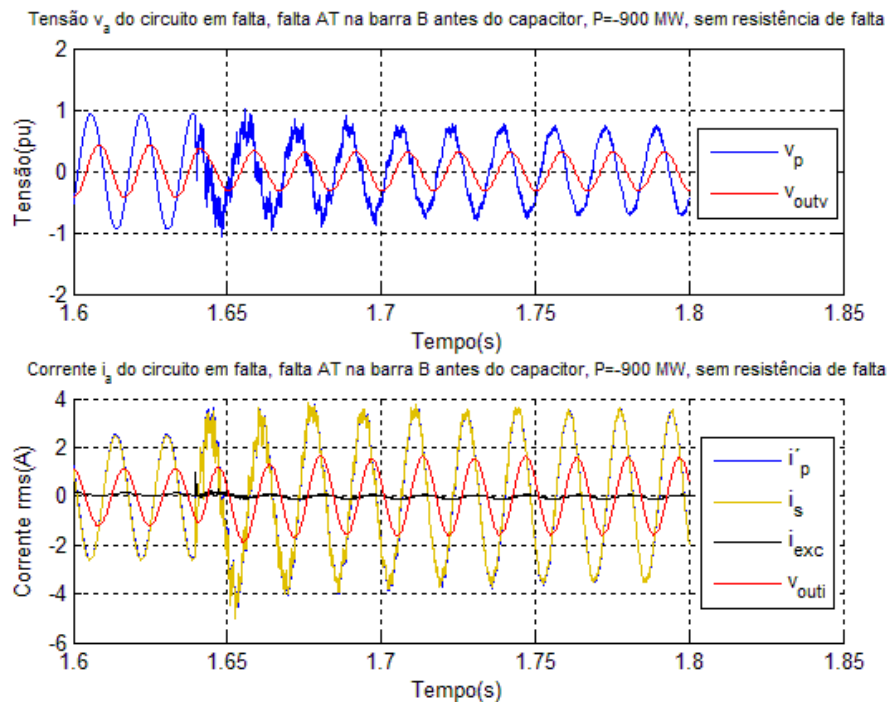


Figura 6.64 – Tensão e corrente da fase A do circuito G, para o carregamento de -900MW.

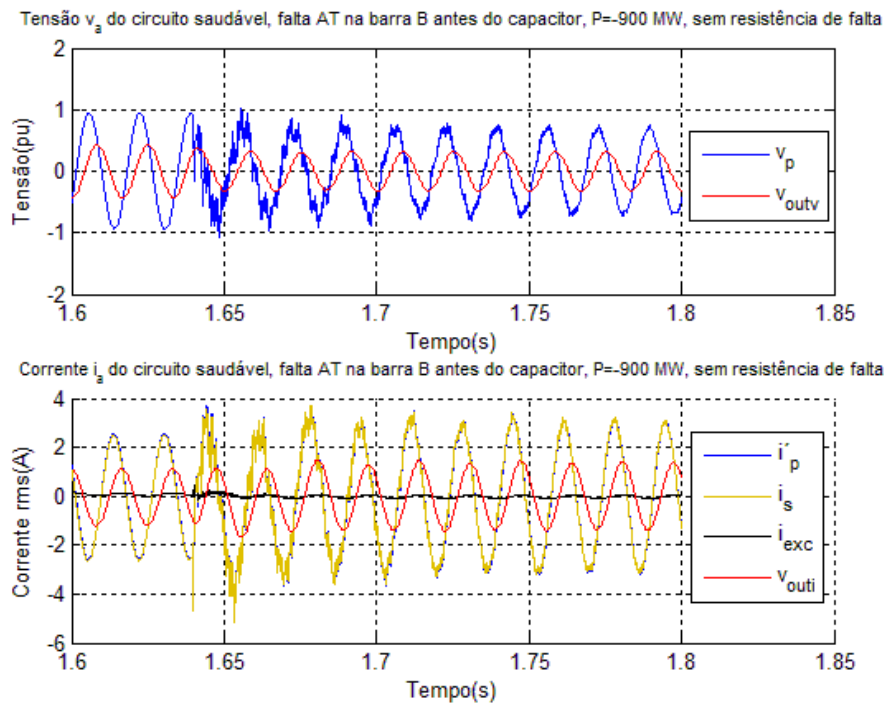


Figura 6.65 – Tensão e corrente da fase A do circuito H, para o carregamento de -900MW.

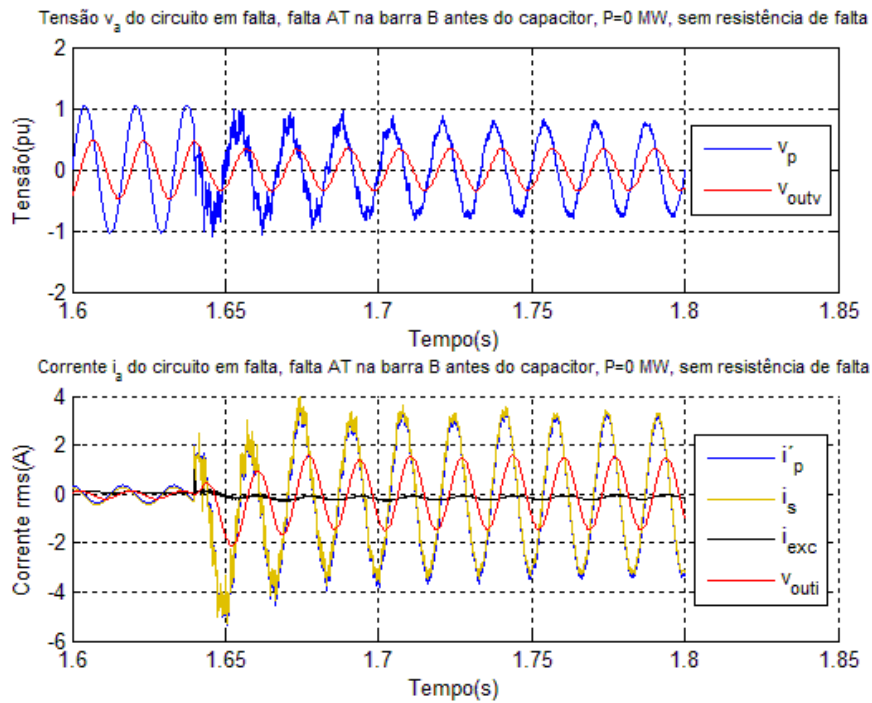


Figura 6.66 – Tensão e corrente da fase A do circuito G, para o carregamento de 0MW.

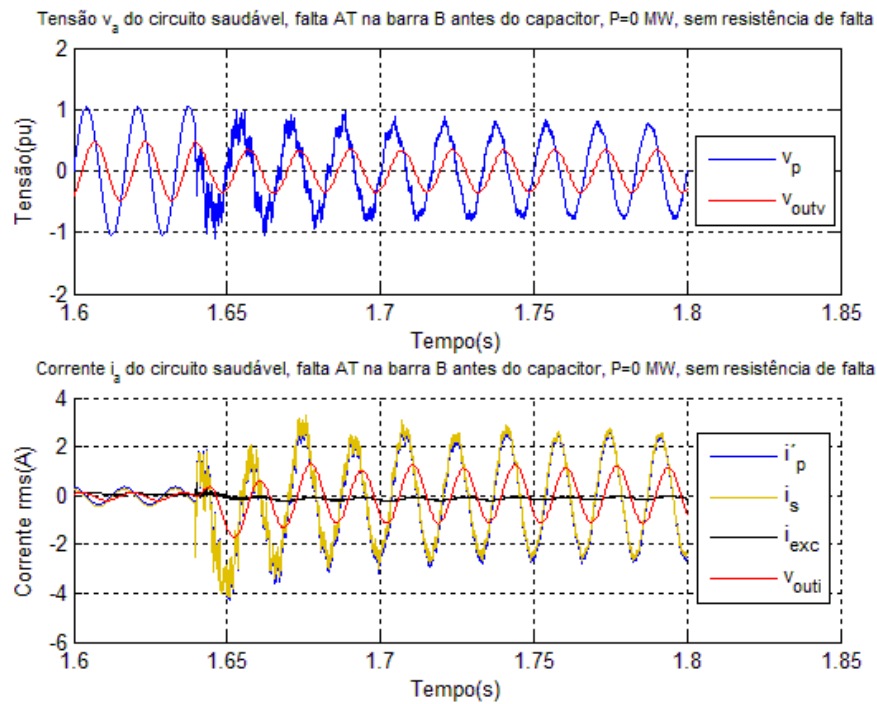


Figura 6.67 – Tensão e corrente da fase A do circuito H, para o carregamento de 0MW.

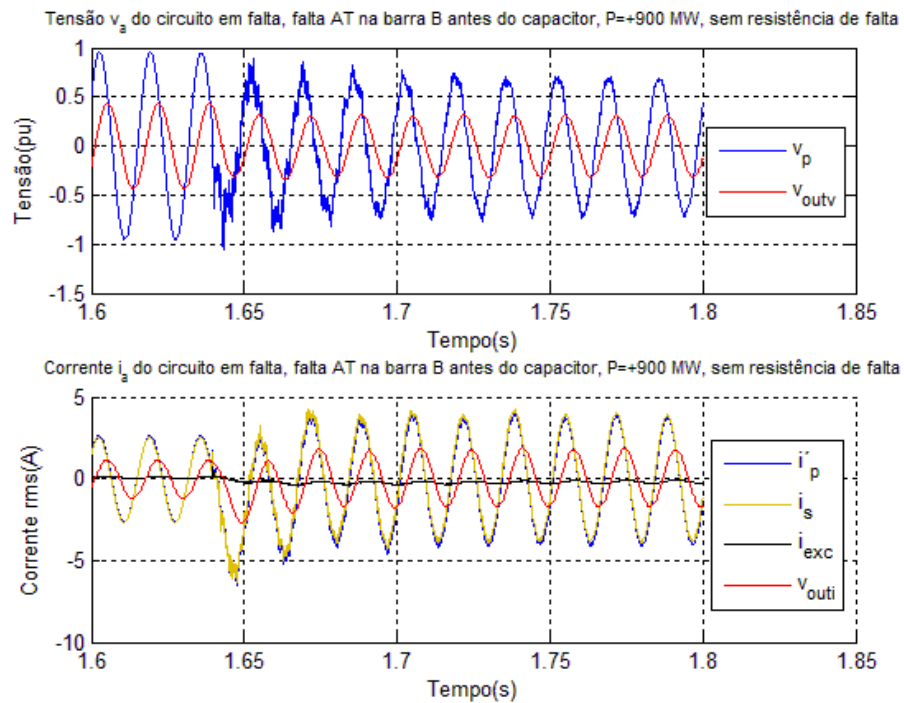


Figura 6.68 – Tensão e corrente da fase A do circuito G, para o carregamento de 900MW.

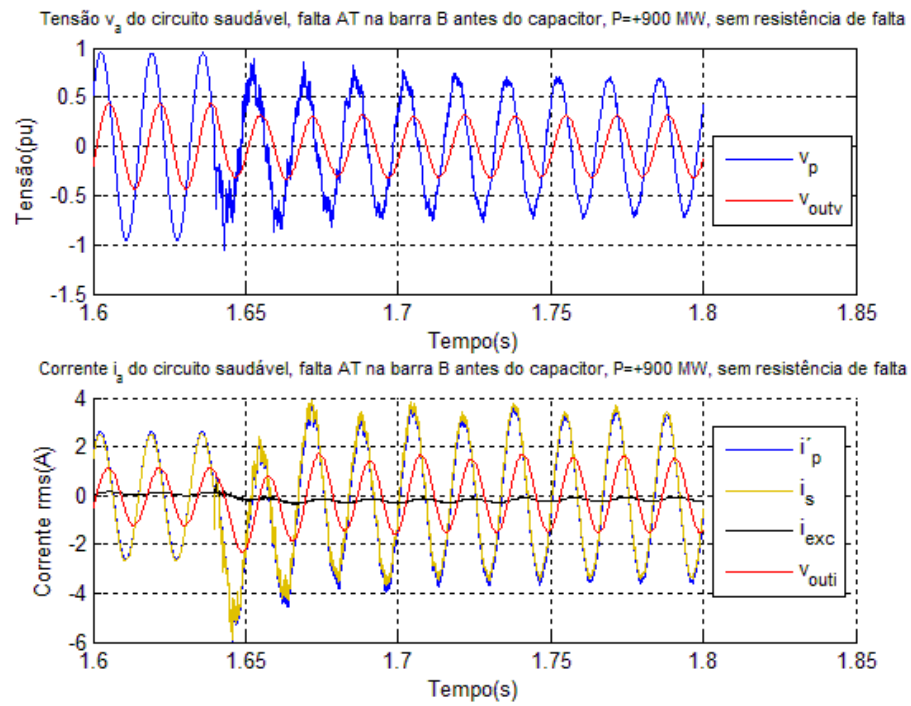


Figura 6.69 – Tensão e corrente da fase A do circuito H, para o carregamento de 900MW.

CAPÍTULO 7 – CONCLUSÃO

O resultado das simulações mostra a grande influência que o circuito em falta exerce no circuito saudável. Pode-se observar que, em todos os casos, quando foi considerado o fator de correção, as trajetórias das impedâncias foram consideravelmente alteradas e para a maior parte dos casos indicando uma atuação do relé de distância, caso este não esteja associado a outros relés na proteção dos circuitos.

Como já foi dito anteriormente, a utilização deste fator é de grande importância, uma vez que ele aumenta a precisão da localização do defeito no circuito em falta, conforme foi apresentado nos resultados das simulações, o que agiliza o trabalho das equipes de manutenção no tocante à localização do ponto de falta, no caso de uma falha no sistema. Mas para este ser utilizado na prática deve estar associado a outros tipos de relés para evitar a operação indevida.

Um relé de proteção que pode ser associado ao relé de distância, o 21 pela norma ANSI, é o relé de sobrecorrente direcional, identificado como 67 pela norma ANSI, através de uma lógica E. O relé 67 opera somente quando a corrente elétrica alternada flui em uma determinada direção, com valor maior do que o valor pré-ajustado. Assim só ocorrerá a abertura dos disjuntores quando ambos os relés forem sensibilizados.

Para os casos analisados neste trabalho, o relé 21 foi sensibilizado na maior parte dos casos quando o fator de correção foi considerado, mas caso ele estivesse operando associado ao 67, de acordo com a análise das correntes do circuito saudável, o relé direcional não seria sensibilizado e conseqüentemente os disjuntores não seriam abertos indevidamente.

Outro relé que poderia ser associado ao relé de distância neste caso é o relé de bloqueio por oscilação de potência, identificado como 68 pela norma ANSI. Caso não ocorra oscilação de potência no circuito ao qual está conectado, este envia através do sistema de telecomunicações um sinal de bloqueio para não permitir a abertura incorreta dos disjuntores.

Existem também estudos para a utilização do relé diferencial, identificado pelo número 87 pela norma ANSI, para a proteção de linhas. Este relé é usualmente utilizado para a proteção de equipamentos, como por exemplo, transformadores, geradores, mas já estão sendo verificadas algumas vantagens na utilização deste na proteção de linhas. O seu princípio de funcionamento se baseia na comparação de grandezas elétricas de entrada e saída, como a corrente elétrica, por exemplo. A principal vantagem para a proteção de linhas é que este não possui problemas de

sobrealcance e subalcance, como ocorre no relé de distância. Nas linhas de transmissão os relés diferenciais são associados à comunicação e GPS. Este sistema de proteção já está sendo utilizado pela concessionária Furnas em uma de suas linhas de transmissão.

Como proposta de futuros trabalhos, pode-se sugerir a análise da proteção de distância associada a estes relés citados acima e a coordenação destes com a proteção da barra 2, que poderia ser inserida na simulação, considerando o circuito analisado neste trabalho. E posteriormente a análise de outros circuitos, como por exemplo, circuitos dotados de compensação série.

ANEXO I

A.1 Dados do Sistema de Transmissão Analisado

- Fonte F_1 à esquerda do transformador ligado ao barramento 1:
 - 13,8kV, 6.000MVA, $X / R = 15$

- Fonte F_2 à direita do barramento 3:
 - 500kV, 4.000MVA, $X / R = 15$

- Transformador entre a fonte F_1 e o barramento 1:
 - 3 x 400 MVA, $X = 8,0 \%$
 - Primário: 13,8kV, em delta.
 - Secundário: 500 kV, em estrela aterrado.

- Reatores de linha nos trechos 1-2 e 2-3:
 - No trecho 1-2: 150 Mvar do lado 1 e 80 Mvar do lado 2
 - No trecho 2-3: 150 Mvar do lado 2.

- Linha de transmissão, em circuito duplo, cada circuito com as seguintes características:
 - 500 kV, dois trechos 1-2 e 2-3, com 250 km cada.
 - Frequência: 60Hz
 - Parâmetros R, L e C da linha de transmissão, em circuito duplo:
 - Parâmetros de seqüência positiva:
 - Resistência: $0,018396 \Omega / \text{km}$;
 - Indutância: $0,92959 \times 10^{-3} \text{ H/km}$;
 - Capacitância: $2,571 \times 10^{-9} \text{ F/km}$.

 - Parâmetros de seqüência zero:
 - Resistência: $0,26486 \Omega / \text{km}$;
 - Indutância: $3,2022 \times 10^{-3} \text{ H/km}$;

- Capacitância: $7,8555 \times 10^{-9}$ F/km.
- Parâmetros da mútua de seqüência zero:
 - Resistência: $0,24619 \Omega$ /km;
 - Indutância: $1,9996 \times 10^{-3}$ H/km;
 - Capacitância: $-2,0444 \times 10^{-9}$ F/km.

A . 2 Dados da Transdução Analógica de Corrente

- Especificação do transformador de corrente:

- Resistência de dispersão do secundário: $0,32 \Omega$;
- Resistência total do secundário mais carga: $8,0 \Omega$;
- Especificação ABNT *B10F10C200* , relação RTC = 1500/5.

- Filtro de Butterworth de segunda ordem do canal de corrente:

- Resistência: 300Ω ;
- Indutância: $0,7503$ H;
- Capacitância $8,336 \mu\text{F}$.

A . 3 Dados da Transdução Analógica de Tensão

- Divisor de potencial capacitivo:

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

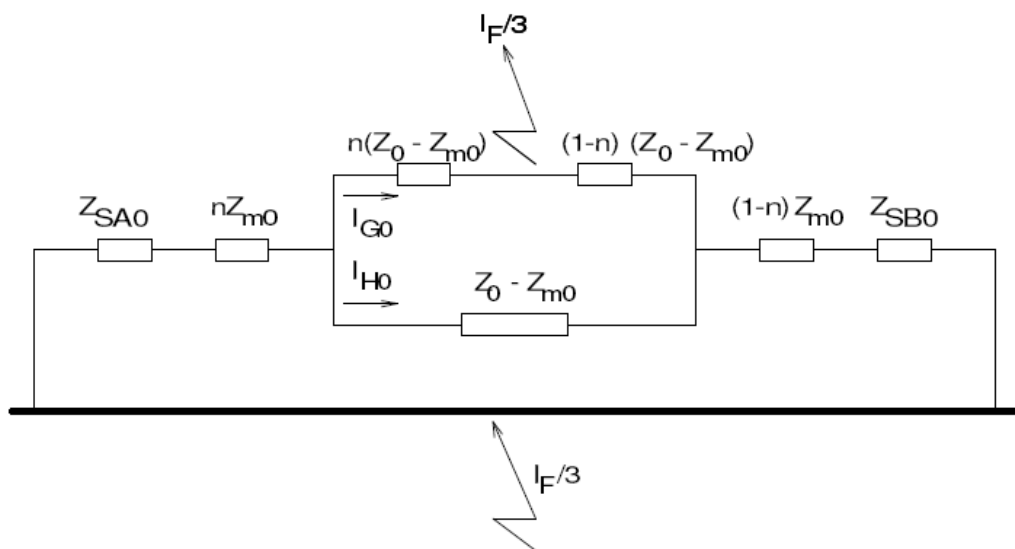
- Transformador de potencial (parâmetros referidos ao secundário):

- Especificação: TP ABNT 400VA, classe de exatidão 1,2%;
- Enrolamento primário - resistência: $9,490$ m Ω ; reatância: $78,563$ m Ω ;
- Enrolamento secundário - resistência: desprezível; reatância: $376,99$ m Ω ;
- Resistência de carga $11,02 \Omega$; reatância de carga: desprezível.

- Filtro de Butterworth de segunda ordem do canal de tensão:

- Resistência: 300 Ω ;
- Indutância: 0,7503H;
- Capacitância: 8,336 μ F.

A . 5 Rede de Sequência Zero do Sistema Estudado



Onde:

- Z_0 - componente de sequência zero da impedância;
- Z_{m0} - componente de sequência zero da impedância mútua entre duas fases de diferentes circuitos;
- I_F - Corrente de falta;
- n - razão entre a distância da falta pelo comprimento total da linha em percentual;
- I_{H0} – componente de sequência zero da corrente do circuito saudável;
- I_{G0} – componente de sequência zero da corrente do circuito em falta.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] SANTOS, V. A., *Proteção de Distância Aplicada a Linhas de Transmissão em Circuito Duplo*, Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ, Setembro / 2007
- [2] LIMA, M. M. M., *Alguns Fatores Afetando o Desempenho de Relés de Distância*, Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ, Setembro / 2006
- [3] OLIVEIRA, J. J., *Proteção de Distância em Linhas de Transmissão com Compensação Série*, Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ, Julho / 2005
- [4] STEVENSON, William D. JR; GRAINGER, J. J. *Power System Analysis*. McGraw-Hill International Editions, Electrical Engineering Series, 1994.
- [5] ANDERSON, Paul M, *Analysis of Faulted Power Systems*. Iowa State University Press, 1973.
- [6] BLACKBURN, J. Lewis, *Protective Relaying: Principles and Applications*, Second Edition, 1997.
- [7] ROBBA, Ernesto João et al., *Introdução a Sistemas Elétricos de Potência: Componentes Simétricas*, Edgard Blücher Ltda., 1996.
- [8] KINDERMANN, Geraldo, *Proteção de Sistemas Elétricos de Potência*, 1. ed. Do Autor, 1999. 1v.
- [9] CAMINHA, Amadeu C., *Introdução à Proteção dos Sistemas Elétricos*, Ed. Edgard Blücher Ltda. – 1977.
- [10] ARAÚJO, Carlos A. S. et al., *Proteção de sistemas elétricos*, 2. Ed., Interciência: Light, 2005.

[11] NOTAS DE AULA DE ADSP (Análise de Defeitos em Sistemas de Potência),
Professor Alessandro Manzoni

[12] STEVENSON, William D.; *Elementos de Análise de Sistemas de Potência*.
McGraw-Hill do Brasil, 1974.

[13] HAYT, William H.; *Eletromagnetismo*, 6. Ed., LTC, 2003.