



**INFLUÊNCIA DA CORRENTE CAPACITIVA DE LINHAS DE
TRANSMISSÃO NO DESEMPENHO DA FUNÇÃO DE
PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA**

SUELLEN PAULA DE OLIVEIRA SILVA

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO
EM ENGENHARIA ELÉTRICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA**

**FACULDADE DE TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA**

**INFLUÊNCIA DA CORRENTE CAPACITIVA DE LINHAS DE
TRANSMISSÃO NO DESEMPENHO DA FUNÇÃO DE PROTEÇÃO
DE DISTÂNCIA**

SUELLEN PAULA DE OLIVEIRA SILVA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA, COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE.

APROVADA POR:



**KLEBER MELO E SILVA, Dr., ENE/UNB
(ORIENTADOR)**



**FELIPE VIGÓLVINO LOPES, Dr., ENE/UNB
(EXAMINADOR INTERNO)**



**FLÁVIO BEZERRA COSTA, Dr., UFRN/ECT
(EXAMINADOR EXTERNO)**

Brasília, 13 de abril de 2018.

FICHA CATALOGRÁFICA

SILVA, SUELLEN PAULA DE OLIVEIRA

Influência da Corrente Capacitiva de Linhas de Transmissão no Desempenho da Função de Proteção de Distância [Distrito Federal] 2018.

xvi, 54p., 210 x 297 mm (ENE/FT/UnB, Mestre em Engenharia Elétrica, 2018).

Dissertação de Mestrado Universidade de Brasília, Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Elétrica

1. Proteção de Distância de Linhas de Transmissão

2. Corrente Capacitiva

I. ENE/FT/UnB

II. Título (série)

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

SILVA, S. P. O. (2018). Influência da Corrente Capacitiva de Linhas de Transmissão no Desempenho da Função de Proteção de Distância

Dissertação de Mestrado em Engenharia Elétrica, Publicação PPGEE.TD -693/2018, Departamento de Engenharia Elétrica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 54p.

CESSÃO DE DIREITOS

NOME DA AUTORA: Suellen Paula de Oliveira Silva

TÍTULO DA DISSERTAÇÃO DE MESTRADO: Influência da Corrente Capacitiva de Linhas de Transmissão no Desempenho da Função de Proteção de Distância

GRAU/ANO: Mestre em Engenharia Elétrica/2018

É concedida à Universidade de Brasília permissão para reproduzir cópias desta tese de doutorado e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. A autora reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte desta dissertação de mestrado pode ser reproduzida sem autorização por escrito da autora.



Suellen Paula de Oliveira Silva

Departamento de Eng. Elétrica (ENE) - FT

Universidade de Brasília (UnB)

Campus Darcy Ribeiro

CEP 70919-970 - Brasília - DF - Brasil

Dedico ...
a minha mãe, ...,
e ao meu pai,

A persistência é o menor caminho do êxito.

Charles Chaplin

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao Professor Kleber Melo e Silva, por exercer da melhor maneira o papel de um Orientador, por toda dedicação e paciência em ensinar durante todo o processo do mestrado. Sou imensamente grata por todo conhecimento passado, e por ser o exemplo de profissional que almejo ser.

Agradeço também ao professor Felipe Vigolvinho Lopes por sempre estar disposto a sanar qualquer dúvida durante esses anos.

Agradeço imensamente a toda minha família, pais, tios, primos, avós, irmão, que sempre me apoiaram de alguma forma na minha caminhada. Agradeço em especial aos meus pais Odair e Sumaia pelo amor incondicional dedicado a mim, por sempre me incentivarem a estudar, por terem me ensinado a ser nobre na essência da palavra, e principalmente porque sei que sem vocês não teria chegado até aqui. Agradeço também a minha avó Lacy que desde de sempre é minha companheira e sempre me ensinou o caminho da fé.

Agradeço ao meu namorado Jackson por todo apoio e compreensão nos momentos de dificuldade e deveres durante o mestrado, sem você com certeza tudo seria mais difícil. Agradeço pelo ombro amigo de sempre e por toda história que temos juntos.

Agradeço a todos os colegas de laboratório que tive o prazer de conviver. Em especial agradeço a Maria Leonor, Larissa Marques, Letícia Gama, Ina Tayane, Hanni (Clube das LULUZINHAS) cada uma por sempre estarem dispostas a me ajudar e por terem me acolhido, e pela amizade sincera que vou levar para o resto de minha vida, vocês foram muito importante nessa caminhada.

Não poderia deixar de agradecer a Deus pois com certeza sem esse nada que conquisei e irei conquistar em minha vida seria possível.

Agradeço a todo que de alguma forma colaboraram de alguma maneira na minha caminhada até aqui.

RESUMO

Esta dissertação apresenta a avaliação do desempenho de estratégias de mitigação do efeito da corrente capacitiva de linhas de transmissão no desempenho da proteção de distância. Para tanto, foram avaliados dois algoritmos propostos na literatura sobre o assunto. O primeiro é baseado no modelo de linha longa, também denominado de modelo π equivalente ou π exato, enquanto o segundo baseia-se em capacitâncias concentradas nos terminais da linha (modelo π nominal). Seus desempenhos foram comparados com o da tradicional formulação de proteção de distância. O Programa de *Alternative Transients Program* (ATP) foi utilizado para modelar uma linha de transmissão de 60 Hz / 500 kV de 200 km de comprimento, em que foram simuladas uma grande variedade de faltas. Os desempenhos dos algoritmos são avaliados utilizando a análise de sensibilidade paramétrica, na qual apenas parâmetro muda o valor a cada vez, proporcionando uma compreensão mais ampla da relação entre cada parâmetro e o desempenho dos algoritmos. Para fazer isso, a análise foi realizada usando a resposta dos algoritmos durante o regime permanente de curto-circuito. Os resultados obtidos revelam que as estratégias alternativas não levam a melhorias significativas para o cenário avaliado neste trabalho, de modo que a formulação tradicional ainda é a solução mais simples e robusta para a proteção de distância de linhas de transmissão.

Palavras-chave: Linhas de transmissão, proteção de distância, efeito de corrente capacitiva.

ABSTRACT

This master thesis presents the performance evaluation of alternative strategies to mitigate the capacitive current effect of transmission lines on distance protection. In order to do so, two algorithms reported in the literature on the subject were evaluated. The first one is based on the π -equivalent line model, whereas the second one uses lumped capacitance (π -nominal model). Their performances have been compared with the one of traditional distance protection formulation. The Alternative Transients Program (ATP) was used to model a 60 Hz/500 kV transmission line 200 km long, in which a wide variety of faults were simulated. The performances of the algorithms are evaluated by using parametric sensitivity analysis, thereby only one parameter value changes at a time, providing a more comprehensive understanding of the relationship between each parameter and the performance of the algorithms. In order to do so, the analysis was carried out using the response of the algorithms during the fault steady-state regime. The obtained results reveal that the alternative strategies do not lead to significant improvements for the scenario evaluated in this work, such that the traditional formulation is still the simpler and more robust solution to distance protection of transmission lines.

Keywords: Transmission lines, distance protection, capacitive current effect.

SUMÁRIO

Sumário	i
Lista de Figuras	iii
Lista de Tabelas	vi
Lista de Símbolos	vii
Glossário	xii
Capítulo 1 – Introdução	1
1.1 Contextualização do Tema	1
1.2 Motivação	2
1.3 Revisão Bibliográfica	2
1.3.1 Proteção de Distância Utilizando Equações de Regime Permanente do Modelo π Equivalente da Linha de Transmissão	3
1.3.2 Proteção de Distância Utilizando Remoção dos Efeitos da Corrente Capacitiva da Linha de Transmissão	4
1.4 Objetivo	5
1.5 Organização do Texto	6
Capítulo 2 – Fundamentos da Proteção de Distância de Linhas de Transmissão	7
2.1 Impedância Aparente Medida pelo relé	9
2.1.1 Curto-circuito trifásico	11
2.1.2 Curto-circuito Bifásico	12
2.1.3 Curto-circuito Bifásico-Terra	13
2.1.4 Curto-circuito Monofásico	14
2.2 Fluxo de Potência	16
2.2.1 Efeito do Fluxo de Potência na Impedância Aparente	17
2.3 Diagrama R-X	19
2.4 Trajetória da impedância vista pelo relé.	20
2.5 Condições Estáticas de Carregamento	20
2.6 Zonas de proteção de distância.	23
2.7 Comparadores	25
2.7.1 Comparador Mho Autopolarizada	26
2.7.1.1 Comparador de Fase	26
2.7.1.2 Comparador de Magnitude	28
2.7.2 Característica Mho Polarizada	28
2.7.2.1 Polarização Cruzada	29

2.7.2.2	Polarização por Memória de Tensão	30
2.8	Síntese do Capítulo	31
Capítulo 3 – Apresentação e Análise dos Resultados		32
3.1	Análise Transitória de Curto-circuito (ATC)	33
3.1.1	Casos ATC.1, ATC.2: Discussão sobre Situações Adversas de Curtos-Circuitos	34
3.1.2	Casos ATC.3, ATC.4: Discussão sobre Situações Adversas de Curtos-Circuitos	35
3.1.3	Caso ATC.5: Discussão sobre Situações Adversas de Curtos-Circuitos	37
3.2	Análise de Sensibilidade Paramétrica (ASP)	37
3.2.1	Variação do Carregamento	39
3.2.2	Variação da Resistência de Falta	40
3.2.3	Variação da Localização de Falta	45
3.2.4	Variação da Força da Fonte	47
3.3	Síntese do Capítulo	49
Capítulo 4 – Conclusões e Propostas para Trabalhos Futuros		51
Referências Bibliográficas		53

LISTA DE FIGURAS

1.1	Tensões e Correntes do método de proteção de distância baseado no Modelo π Equivalente da linha	3
1.2	Modelo π equivalente da linha.	3
1.3	Modelo de circuito simplificado R, L, C	5
2.1	Falta em uma linha de transmissão com fonte em ambos os lados.	10
2.2	Diagrama unifilares de sequência zero positiva e negativa.	10
2.3	Circuito de sequência para uma falta trifásica.	11
2.4	Circuito de sequência para uma falta bifásica.	12
2.5	Circuito de sequência para uma falta bifásica à terra.	14
2.6	Circuito de sequência para uma falta monofásica.	15
2.7	Desempenho do critério de impedância aparente (ROBERTS <i>et al.</i> , 1993)	18
2.8	Diagrama R-X.	19
2.9	Diagrama R-X- Falta Resistiva.	19
2.10	Trajetória da impedância vista pelo relé para a característica: (a) mho; (b) quadrilateral	20
2.11	Relação entre os sentidos dos fluxos de P e Q e os sinais de r_R e x_R no plano R-X.	21
2.12	Região de operação da linha considerando-se: (a) Máximo carregamento; (b) Máximo fator de potência; (c) Máximos carregamento e fator de potência.	23
2.13	Representação das zonas de proteção de distância (ANDERSON, 1999)	24
2.14	Representação das zonas de proteção de distância no diagrama R-X.	25
2.15	Característica do relé Mho Autopolarizada.	26
2.16	Representação da característica mho no plano R-X	27
2.17	Relação entre as fases de Z_{op} e Z_{pol} para o caso de Z_R : (a) dentro da característica mho; (b) sobre a característica mho; (c) fora da característica mho	28

2.18	Relação entre as magnitudes de Z_{op} e Z_{pol} para o caso de Z_R : (a) dentro da característica mho; (b) sobre a característica mho; (c) fora da característica mho	29
2.19	Tensão de suplementação para a tensão: (a) V_a (falta fase-terra); (b) V_{bc} (falta fase-fase).	30
2.20	Característica mho polarizada: (a) falta na direção direta; (b) falta na direção reversa	31
3.1	Modelo do sistema elétrico de potência utilizado.	32
3.2	Caso ATC.1: Curvas de impedância aparente no diagrama R-X	35
3.3	Caso ATC.2 :Curvas de impedância aparente no diagrama RX)	35
3.4	Caso ATC.3 :Curvas de impedância aparente no diagrama RX	36
3.5	Caso ATC.4 :Curvas de impedância aparente no diagrama RX	36
3.6	Caso ATC.5 :Curvas de impedância aparente no diagrama RX	37
3.7	Caso ASP.1 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcance;(c) Módulo das correntes medidas na linha.	41
3.8	Caso ASP.2 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcance; (c) Módulo das correntes medidas na linha.	41
3.9	Caso ASP.3 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcance; (c) Módulo das correntes medidas na linha.	42
3.10	Caso ASP.4 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcance;(c) Módulo das correntes medidas na linha.	42
3.11	Caso ASP.5 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcance, (c) Módulo das correntes medidas na linha.	43
3.12	Caso ASP.6 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcance; (c) Módulo das correntes medidas na linha.	44
3.13	Caso ASP.7 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcance,(c) Módulo das correntes medidas na linha.	44
3.14	Caso ASP.8 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcance; (c) Módulo das correntes medidas na linha.	46
3.15	Caso ASP.9 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcance; (c) Módulo das correntes medidas na linha.	46

-
- 3.16 Caso ASP.10 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcançe; (c) Módulo das correntes medidas na linha. 47
- 3.17 Caso ASP.11 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcançe; (c) Módulo das correntes medidas na linha. 48
- 3.18 Caso ASP.12 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcançe; (c) Módulo das correntes medidas na linha. 49
- 3.19 Caso ASP.13 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcançe; (c) Módulo das correntes medidas na linha. 50

LISTA DE TABELAS

1.1	Grandezas de entrada para distância de entrada não convencional	4
2.1	Grandezas de entrada para distância de entrada convencional	9
2.2	Tensão de suplementação das unidades de fase-terra e fase-fase do relé de distância.	30
3.1	Casos Simulados ATC	34
3.2	Valores atribuídos às Variáveis.	38
3.3	Casos Simulados ASP	39

LISTA DE SÍMBOLOS

\widehat{V}_a	Fasor da tensão na fase A.
\widehat{V}_b	Fasor da tensão na fase B.
\widehat{V}_c	Fasor da tensão na fase C.
\widehat{V}_{ab}	Fasor da tensão entre as fases A e B.
\widehat{V}_{bc}	Fasor da tensão entre as fases B e C.
\widehat{V}_{ca}	Fasor da tensão entre as fases C e A.
\widehat{I}_a	Fasor de corrente na fase A.
\widehat{I}_b	Fasor de corrente na fase B.
\widehat{I}_c	Fasor de corrente na fase C.
\widehat{I}_C	Corrente de carga total.
\widehat{V}_R	Fasor da tensão vista pelo relé.
\widehat{V}_{F1}	Fasor da tensão de sequência positiva no ponto F onde ocorreu a falta.
\widehat{V}_{F2}	Fasor da tensão de sequência negativa no ponto F onde ocorreu a falta.
\widehat{V}_{F0}	Fasor da tensão de sequência zero no ponto F onde ocorreu a falta.
\widehat{V}_{R1}	Fasor da tensão de sequência positiva vista pelo relé.
\widehat{V}_{R2}	Fasor da tensão de sequência negativa vista pelo relé.
\widehat{V}_{R0}	Fasor da tensão de sequência zero vista pelo relé.
\widehat{V}_{Ra}	Fasor da tensão na fase A do sistema vista pelo relé.

\widehat{V}_{Rb}	Fasor da tensão na fase B vista pelo relé.
\widehat{V}_{Rc}	Fasor da tensão na fase C vista pelo relé.
\widehat{V}_{min}	Fasor da tensão mínima de operação do sistema.
\widehat{V}_{sup}	Fasor da tensão de suplementação da tensão de falta.
\widehat{V}_{pre}	Fasor da tensão de pré-falta.
\widehat{V}_{op}	Fasor da tensão de operação dos comparadores que implementam a característica de operação do relé.
\widehat{V}_{pol}	Fasor da tensão de polarização dos comparadores que implementam a característica de operação do relé.
\widehat{V}_M	Fonte de tensão do equivalente de Thévenin M.
\widehat{V}_N	Fonte de tensão do equivalente de Thévenin N.
\widehat{I}_R	Fasor da corrente vista pelo relé.
\widehat{I}_{R1}	Fasor de corrente de sequência positiva vista pelo relé.
\widehat{I}_{R2}	Fasor de corrente de sequência negativa vista pelo relé.
\widehat{I}_{R0}	Fasor de corrente de sequência zero vista pelo relé.
\widehat{I}_{Ra}	Fasor de corrente na fase A do sistema vista pelo relé.
\widehat{I}_{Rb}	Fasor de corrente na fase B do sistema vista pelo relé.
\widehat{I}_{Rc}	Fasor de corrente na fase C do sistema vista pelo relé.
$\widehat{I}_{Ra,COMP}$	Fasor de corrente compensada na fase A do sistema vista pelo relé.
\widehat{I}_R^*	Conjugado do fasor da corrente vista pelo relé.
Z_R	Impedância aparente vista pelo relé.
r_R	Parte real da impedância aparente vista do relé.
x_R	Parte imaginária da impedância aparente vista do relé.
Z_F	Impedância de falta.
r_{L1}	Parte real da impedância de sequência positiva da linha de transmissão.

x_{L1}	Parte imaginária da impedância de sequência positiva da linha de transmissão.
Z_{M1}	Impedância de sequência positiva do equivalente de Thévenin M.
Z_{M2}	Impedância de sequência negativa do equivalente de Thévenin M.
Z_{M0}	Impedância de sequência zero do equivalente de Thévenin M.
Z_{N1}	Impedância de sequência positiva do equivalente de Thévenin N.
Z_{N2}	Impedância de sequência negativa do equivalente de Thévenin N.
Z_{N0}	Impedância de sequência zero do equivalente de Thévenin N.
Z_{L1}	Impedância de sequência positiva por unidade de comprimento da linha de transmissão.
Z_{L2}	Impedância de sequência negativa por unidade de comprimento da linha de transmissão.
Z_{L0}	Impedância de sequência zero por unidade de comprimento da linha de transmissão.
Z_{AT}	Unidade de impedância do relé para faltas que envolvem a fase A do sistema.
Z_{BT}	Unidade de impedância do relé para faltas que envolvem a fase B do sistema.
Z_{CT}	Unidade de impedância do relé para faltas que envolvem a fase C do sistema.
Z_{AB}	Unidade de impedância do relé para faltas que envolvem as fases A e B do sistema.
Z_{BC}	Unidade de impedância do relé para faltas que envolvem as fases B e C do sistema.
Z_{CA}	Unidade de impedância do relé para faltas que envolvem as fases C e A do sistema.
Z_G	Unidade de impedância para terra.
C_0	Fator de distribuição de sequência zero.
C_1	Fator de distribuição de sequência positiva.
C_2	Fator de distribuição de sequência negativa .
Z_M	Impedância vista pelo relé na condição de carregamento máximo do sistema.

Z_{op}	Impedância de operação dos comparadores que implementam a característica de operação do relé.
Z_{pol}	Impedância de polarização dos comparadores que implementam a característica de operação do relé.
Z_A	Impedância de alcance da proteção.
h	Porcentagem do comprimento total da linha onde ocorreu a falta.
K_0	Fator de compensação de sequência zero.
K_p	Porcentagem de suplementação da tensão de falta.
S	Potência aparente vista pelo relé.
P	Potência ativa vista pelo relé.
Q	Potência reativa vista pelo relé.
N_{max}	Módulo da potência aparente máxima da linha de transmissão.
θ_R	Ângulo da impedância aparente vista pelo relé.
θ_{L1}	Ângulo da impedância de sequência positiva da linha de transmissão.
ϕ	Diferença das fases dos fasores \widehat{V}_{op} e \widehat{V}_{pol} no comparador de fase do relé.
T_1	Tempo de atraso da atuação da segunda zona de proteção do relé.
T_2	Tempo de atraso da atuação da terceira zona de proteção do relé.
a	Operador complexo $1\angle 120^\circ$.
c	Capacitância total da linha de transmissão.
$ch\{\cdot\}$	Função cosseno hiperbólica.
$sh\{\cdot\}$	Função seno hiperbólica.
Z_c	Impedância característica da linha.
Z_{c0}	Impedância característica da linha de sequência zero.
Z_{c1}	Impedância característica da linha de sequência positiva.
γ	Constante de propagação da linha.

γ_0	Constante de propagação de sequência zero.
γ_1	Constante de propagação de sequência positiva.
\hat{U}_m	Tensão no terminal M.
\hat{I}_m	Corrente no terminal M.
K_u e K_i	Fatores de compensação.
Z_{mn}	Impedância vista pelo relé de proteção de distância proposta por XU et.al.
Z_{mn}^*	Impedância aparente corrigida.
l	Distância entre os terminais m e n.
I'	Corrente que flui para o ponto de falta.
I_c	Corrente de carga que flui para capacitância.
R	Resistência total da linha de transmissão.
L	Indutância total da linha de transmissão.
N	Número de amostras por ciclo.
R_f	Resistência de falta.

GLOSSÁRIO

A/D	Analógico/digital.
ANEEL	Agência Nacional de Energia Elétrica
ATP	<i>Alternative Transients Program</i>
AT	Análise Transitória
ATC	Análise Transitória de Curto-Circuito
ASP	Análise de Sensibilidade Paramétrica
EMTP	<i>Electromagnetic Transients Program</i>
IEEE	<i>Institute of Electrical and Electronics Engineers</i>
LT	Linha de Transmissão
ONS	Operador Nacional do Sistema Elétrico.
SIN	Sistema Interligado Nacional
TC	Transformador de Corrente
TPC	Transformador de Potencial Capacitivo
UnB	Universidade de Brasília

1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO DO TEMA

O desenvolvimento e o crescimento da sociedade estão ligados diretamente à crescente demanda pelo fornecimento confiável e ininterrupto de energia elétrica. A fim de atender a essa demanda, são necessários constantes investimentos na expansão e na modernização do Sistema Interligado Nacional (SIN), que tem como principais componentes as linhas de transmissão. Este sistema conecta as grandes plantas de geração do Brasil em uma grande rede de transmissão. De acordo com o Operador Nacional do Sistema Elétrico (ONS), o SIN é dividido em quatro subsistemas: o Sul, Sudeste/Centro-Oeste, Norte e Nordeste. Toda energia produzida é conduzida por um vasto sistema de transmissão, que conta com mais de 800 linhas, que totalizam 134.765 quilômetros, ligando mais de 400 subestações distribuídas por todo território nacional.

As linhas de transmissão são os equipamentos do sistema mais suscetíveis às falhas, por se estenderem sobre longas distâncias e estarem sujeitas à uma grande diversidade de climas e ambientes. Nesse contexto, entram em cena os sistemas de proteção, que monitoram constantemente o sistema elétrico de modo a garantir a máxima continuidade de sua operação, de modo que perturbações sejam extintas rápida e apropriadamente, evitando-se o desencadeamento de apagões de energia de grandes proporções (PAINTHANKAR; BHIDE, 2007).

Basicamente, o sistema de proteção de linhas de transmissão compreende o conjunto de relés, equipamentos e acessórios necessários para a detecção e eliminação de forma seletiva de todos os tipos de faltas e de outras condições anormais de operação.

1.2 MOTIVAÇÃO

Dentre os diferentes tipos de funções de proteção utilizadas em linhas de transmissão, a proteção de distância tem sido a mais comumente empregada, uma vez que, por ser inerentemente gradativa, é capaz de promover a proteção de retaguarda remota para equipamentos em subestações adjacentes, além promover a proteção unitária de linhas quando combinada com esquemas de teleproteção. Além disso, ela exige menos complexidade dos canais de comunicação, o que reduz os custos de projeto em comparação, por exemplo, com a função de proteção diferencial, que precisa transferir informações de corrente (amostras ou fasores) entre os diferentes terminais da linha (ZIEGLER, 2006).

É sábio que as linhas de transmissão possuem capacitâncias distribuídas ao longo de sua extensão, que, dentre outras coisas, é responsável pelo chamado efeito Ferranti (SAADAT, 2010). Além disso, reconhecidamente, a corrente capacitiva de linhas insere erros no desempenho dos esquemas de proteção (BI *et al.*, 2005). Em linhas curtas, é comum que o efeito capacitivo da linha seja desprezado, mas à medida em que o comprimento e o nível de tensão da linha aumentam, maior será a influência da corrente capacitiva na atuação da proteção (ALVES, 2014).

Diante do exposto, percebe-se a necessidade de avaliar o impacto no desempenho da função de proteção de distância ocasionado pelo efeito capacitivo das linhas de transmissão, principalmente pelo fato de que na formulação original desse tipo de proteção, a linha é tomada como sendo curta, independentemente do seu comprimento e nível de tensão.

1.3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A seguir, apresenta-se de forma sucinta algumas das estratégias propostas na literatura para a mitigação do efeito capacitivo de linhas de transmissão no desempenho da função de distância.

1.3.1 Proteção de Distância Utilizando Equações de Regime Permanente do Modelo π Equivalente da Linha de Transmissão

Dada a inadequabilidade da proteção de distância convencional para aplicação em linhas longas, decorrente do intenso efeito capacitivo, Xu *et al.* (2008) propuseram um reequacionamento de tal proteção, considerando o modelo π equivalente da LT.



Figura 1.1. Tensões e Correntes do método de proteção de distância baseado no Modelo π Equivalente da linha

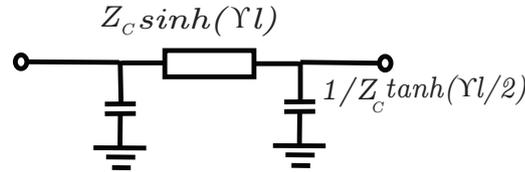


Figura 1.2. Modelo π equivalente da linha.

Considerando os sentidos assumidos na Figura 1.1, e com base nos fasores tensão e corrente medidos nos terminais da linha, as equações reduzidas de regime permanente da linha equivalente são definidas como o quadripolo no domínio da frequência apresentado na Equação 1.1.

$$\begin{bmatrix} \hat{U}_m \\ \hat{I}_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cosh(\gamma h) & Z_c \sinh(\gamma h) \\ \frac{1}{Z_c} \sinh(\gamma h) & \cosh(\gamma h) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{U}_n \\ \hat{I}_n \end{bmatrix} \quad (1.1)$$

na qual Z_c é a impedância característica da linha, γ é sua constante de propagação e h é a distância entre os terminais m e n .

Para descrever de forma sucinta o algoritmo proposto por Xu *et al.* (2008), definem-se as variáveis:

$$k_1 = \frac{\cosh(\gamma_0 h)}{\cosh(\gamma_1 h)} \quad \text{e} \quad k_2 = \frac{\sinh(\gamma_0 h)}{\sinh(\gamma_1 h)} \quad (1.2)$$

$$k_u = k_1 - 1 \quad \text{e} \quad k_i = \frac{k_2 Z_{c0} - Z_{c1}}{3Z_{c1}} \quad (1.3)$$

Sendo γ_0 e γ_1 as constante de propagação de sequência zero e sequência positiva da linha; Z_{c0} a impedância característica de sequência zero e Z_{c1} sequência positiva da linha; e h porcentagem das linhas correspondente à localização do defeito.

A impedância vista pela proteção de distância não convencional é descrita da seguinte forma:

$$Z_{m\varphi} = \frac{\widehat{U}_{m\varphi} + k_u \widehat{U}_{m\varphi 0}}{\widehat{I}_{m\varphi} + 3k_i \widehat{I}_{m\varphi 0}} = Z_{c1} \tanh(\gamma_1 h). \quad (1.4)$$

Na Tabela 1.1 são expostas as grandezas de entrada para as unidades de detecção de falta de um relé de distância não convencional, destacando a impedância vista por cada unidade.

Tabela 1.1. Grandezas de entrada para distância de entrada não convencional

Unidade	Sinais de Tensão	Sinais de Corrente
Z_{AT}	$\widehat{V}_a + k_u \widehat{V}_0$	$\widehat{I}_a + k_i \widehat{I}_0$
Z_{BT}	$\widehat{V}_b + k_u \widehat{V}_0$	$\widehat{I}_b + k_i \widehat{I}_0$
Z_{CT}	$\widehat{V}_c + k_u \widehat{V}_0$	$\widehat{I}_c + k_i \widehat{I}_0$
Z_{AB}	$\widehat{V}_a - \widehat{V}_b$	$\widehat{I}_a - \widehat{I}_b$
Z_{BC}	$\widehat{V}_b - \widehat{V}_c$	$\widehat{I}_b - \widehat{I}_c$
Z_{CA}	$\widehat{V}_c - \widehat{V}_a$	$\widehat{I}_c - \widehat{I}_a$

Para que a impedância vista pelo relé de distância não convencional também resulte na impedância longitudinal unitária de sequência positiva da linha (Z_l) multiplicada pela distância até o ponto de falta (l), aplica-se o seguinte correção:

$$Z_{mn}^* = \frac{Z_l}{\gamma_1} \tanh\left(\frac{Z_{mn}}{Z_{c1}}\right), \quad (1.5)$$

Na qual Z_{mn} é a impedância medida pelo relé e Z_{mn}^* a impedância aparente corrigida.

Apesar de simples, o algoritmo proposto por Xu *et al.* (2008) possui uma limitação: os parâmetros k_1 e k_2 dependem da localização do defeito que a priori não é conhecido. Para a linha de 650 km, os autores sugerem valores constante para esses parâmetros, considerando que a falta ocorre no final da linha. Além disso, toda formulação é baseada no fato de que o curto-circuito é franco, o que também se constitui como uma limitação desse algoritmo.

1.3.2 Proteção de Distância Utilizando Remoção dos Efeitos da Corrente Capacitiva da Linha de Transmissão

Kase *et al.* (2008) verificaram que uma componente harmônica causado pelo efeito capacitância da linha de transmissão que afeta a medição da distância e que a influência aparece como

uma oscilação na medição da impedância. Em casos graves, pode causar a proteção à distância um aumento no valor medido da impedância ou operação lenta da proteção. Foi explicado neste artigo este efeito indesejável da capacitância de linha na medição da distância. Verificou-se que a oscilação pode ser reduzida significativamente ao compensar a corrente capacitiva no cálculo da impedância.

O efeito da capacitância pode ser levado em consideração na medição da distância usando o circuito simplificado mostrado na Figura 1.3, embora a capacitância real das linhas de transmissão seja distribuída. Na Figura 1.3, \widehat{V} e \widehat{I} são a tensão e a corrente medidas pelo relé. \widehat{I}_c é uma parcela de corrente capacitiva da linha. I' é a corrente que flui para o ponto de falta através de R e L a serem medidos pelo relé de distância.

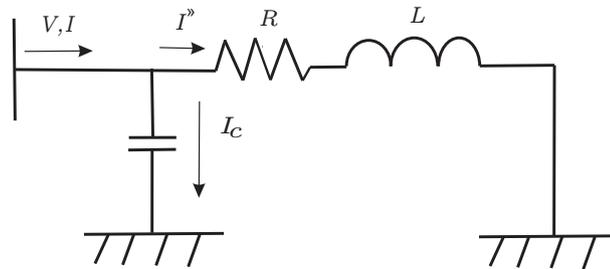


Figura 1.3. Modelo de circuito simplificado R, L, C

Da Figura 1.3, pode se obter a equação 1.3.

$$\widehat{I}' = \widehat{I} - \widehat{I}_c. \quad (1.6)$$

O erro no desempenho da proteção de distância devido ao efeito capacitivo da linha pode ser reduzido ao compensar a corrente capacitiva no cálculo da impedância aparente medida pelo relé, considerando-se as capacitâncias da linha concentradas (modelo π -nominal). Todavia esse algoritmo parte do pressuposto que os curtos-circuitos são francos.

1.4 OBJETIVO

O presente trabalho tem como objetivo avaliar algoritmos propostos na literatura para a remoção do efeito da corrente capacitiva na função de proteção de distância. Tal avaliação visa

responder a seguinte questão: até que ponto as estratégias de eliminação da corrente capacitiva de linhas de transmissão melhoram o desempenho da proteção de distância?

1.5 ORGANIZAÇÃO DO TEXTO

Este trabalho está organizado de acordo com a seguinte estrutura:

- No Capítulo 2, aborda-se os conceitos da fundamentação teórica da proteção de distância para linhas de transmissão.
- No Capítulo 3, são apresentados os resultados e análises das simulações realizadas por meio do software *Alternative Transients Program* (ATP), nas quais foram consideradas diferentes condições de operação do sistema elétrico, tipos de curtos-circuitos e diferentes manobras com a linha de transmissão. A análise dos resultados é dividida em casos pontuais, que possibilitam a verificação da resposta transitória da proteção avaliada, e análises de sensibilidade paramétrica, que permitem a investigação da influência de parâmetros relacionados ao curto-circuito;
- Por fim, no Capítulo 4, são apresentadas as conclusões e as propostas para trabalhos futuros.

CAPÍTULO 2

FUNDAMENTOS DA PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA DE LINHAS DE TRANSMISSÃO

Falhas frequentemente ocorrem durante a operação do sistema elétrico de potência, que acarretam interrupção no fornecimento de energia elétrica aos consumidores, para tanto é necessário um sistema de proteção que assegure o fornecimento de energia com qualidade. A principal função de um sistema de proteção é detectar a falha e assegurar a desconexão das partes afetadas de maneira rápida e apropriadamente, preservando a integridade dos equipamentos do sistema elétrico e evitando o desencadeamento de outros danos.

Um sistema de proteção deve seguir os seguintes requisitos básicos(ANDERSON, 1999):

- Sensibilidade: capacidade de identificar falhas para as quais ele foi projetado;
- Confiabilidade: habilidade de atuar corretamente quando necessário ou de evitar operações desnecessárias;
- Seletividade: capacidade de prover a máxima continuidade de serviço com um mínimo de desconexões para isolar uma falta no sistema;
- Coordenação: capacidade de determinar os ajustes apropriados do sistema de proteção, a fim de se obter seletividade em sua operação;
- Velocidade: característica voltada para reduzir o tempo de duração da falta, para um mínimo de danos no sistema protegido;
- Economia: relaciona-se ao objetivo de sempre avaliar o custo *versus* benefício, visando ter máxima proteção ao menor custo;
- Simplicidade: característica que considera a utilização mínima de equipamentos e circuitos na execução da proteção; e
- Manutenibilidade: capacidade de permitir manutenção rápida e pontual, reduzindo-se ao mínimo os custos de manutenção e o tempo durante o qual o sistema fica fora de serviço.

Existem, atualmente três tipos de relés disponíveis no mercado são eles: eletromecânicos,

relés estáticos e relés digitais. No caso dos eletromecânicos sua operação é baseada na interação dos campos magnéticos. Suas principais desvantagens são: a inércia de seus elementos móveis, consumo elevado em relação aos demais relés e a incapacidade de sintetizar características diferentes de círculos e retas. Já os relés estáticos são constituídos por circuitos integrados que podem implementar todas as funções e características disponíveis no relés eletromecânicos. As principais desvantagens são sensibilidade a altas temperaturas, umidade, sobrecorrente e sobretensões, o que os tornam mais suscetíveis às falhas.

Devido ao grande avanço da microeletrônica, surgiram os relés microprocessados ou digitais. Eles diferem dos relés eletromecânicos e estáticos por apresentarem as seguintes vantagens, dentre as quais citam-se:

- A flexibilidade na implementação dos algoritmos de proteção, pois integram em um só relé diferentes funções tais como: sobrecorrente, sobretensão, diferencial e distância.
- A flexibilidade funcional, o relé pode ser programado para realizar diversas funções, tais como: medição, monitoramento e controle.
- Integração digital, que permite a comunicação entre o relé e outros dispositivos.
- Rotinas de auto-monitoramento, que permitem que o próprio relé averigüe constantemente a integridade do seu software e do seu hardware.
- Aquisição e armazenamento de dados de oscilografia de curta e longa duração;
- A implementação de rotinas de detecção, classificação e localização de faltas

Dentre as funções de proteção mais utilizadas em linhas de transmissão, a proteção de distância é a mais empregada. Ela recebe essa denominação devido à proporcionalidade que existe entre a impedância da linha de transmissão e o seu comprimento. Portanto o que é medido pelo relé de distância é o parâmetro da linha e não propriamente a distância.

A impedância medida pelo relé de distância não se resume à razão de tensão e corrente medidos pelo relé (ROBERTS *et al.*, 1993). Existem vários fatores que podem influenciar na correta medição do relé da impedância de falta tais como: fase envolvida na falta, a resistência de falta, acoplamento mútuo entre linhas, o carregamento de pré-falta, fontes intermediárias (*infeed* e *outfeed*), compensação série na linha de transmissão, dentre outros.

2.1 IMPEDÂNCIA APARENTE MEDIDA PELO RELÉ

A impedância medida pelo relé corresponde ao quociente $Z = \frac{\widehat{V}}{\widehat{I}}$. A vantagem deste tipo de método é que para uma determinada falta ele requer apenas o cálculo de Z para ser comparado com todas as zonas de proteção do relé. Na Tabela 2.1, apresenta-se um resumo dos sinais de entrada das seis unidades de impedância do relé de distância.

Tabela 2.1. Grandezas de entrada para distância de entrada convencional

Unidade	Sinais de Tensão	Sinais de Corrente
Z_{AT}	\widehat{V}_a	$\widehat{I}_a + K_0 \widehat{I}_0$
Z_{BT}	\widehat{V}_b	$\widehat{I}_b + K_0 \widehat{I}_0$
Z_{CT}	\widehat{V}_c	$\widehat{I}_c + K_0 \widehat{I}_0$
Z_{AB}	$\widehat{V}_a - \widehat{V}_b$	$\widehat{I}_a - \widehat{I}_b$
Z_{BC}	$\widehat{V}_b - \widehat{V}_c$	$\widehat{I}_b - \widehat{I}_c$
Z_{CA}	$\widehat{V}_c - \widehat{V}_a$	$\widehat{I}_c - \widehat{I}_a$

O termo K_0 é denominado fator de compensação de sequência zero. Ele é responsável por compensar o acoplamento mútuo de sequência zero entre a fase defeituosa e as fases sãs (ANDERSON, 1999).

A unidade responsável por atuar na extinção do curto circuito sempre medirá uma impedância aparente composta por dois termos como apresentado a seguir:

$$Z_{calculado} = hZ_{L1} + Erro \quad (2.1)$$

onde hZ_{L1} é a impedância total de sequência positiva da linha em uma porcentagem h da linha até o ponto de falta, $Erro$ é um erro de medição devido à vários dos fatores mencionados anteriormente.

A impedância de sequência positiva é um parâmetro que é distribuído e constante ao longo da linha, depende apenas das características dos condutores e da sua disposição geométrica nas torres (ZIEGLER, 2006).

A Figura 2.1 apresenta um modelo de linha transmissão curta, a partir do qual obtêm-se os circuitos de pré-falta em função do ponto F de aplicação de falta.

Os circuitos de seqüências correspondentes são ilustrados nas Figuras 2.2. Os subscritos 0,

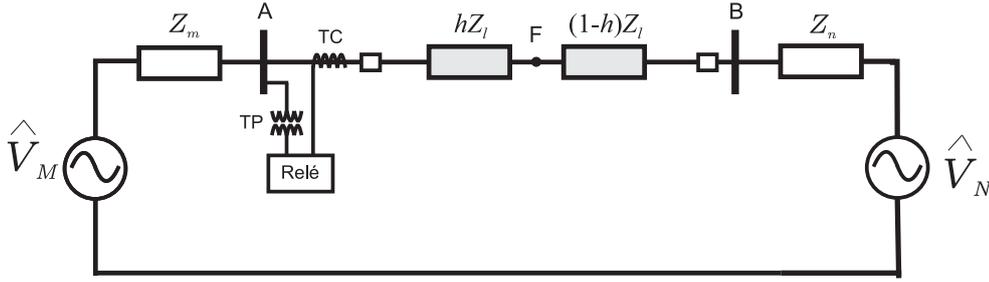


Figura 2.1. Falta em uma linha de transmissão com fonte em ambos os lados.

1 ou 2 fazem referência às seqüências zero, positiva e negativa, respectivamente, e o parâmetro h indica o percentual da linha em que ocorre o defeito.

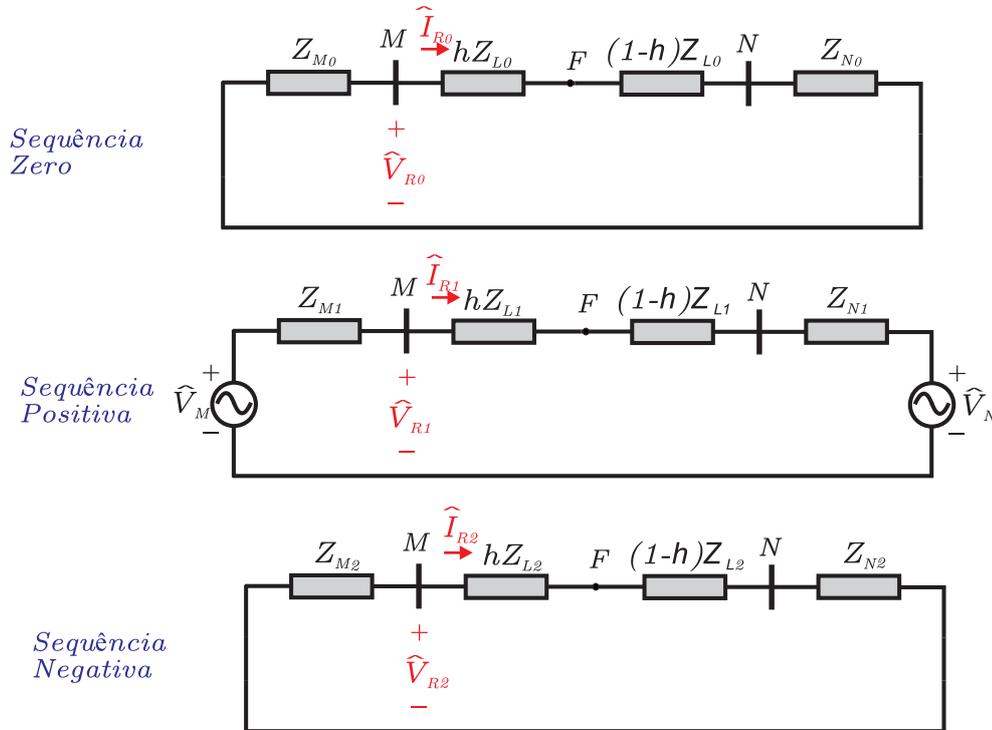


Figura 2.2. Diagrama unifilares de seqüência zero positiva e negativa.

Para um sistema não-radial, a corrente vista pelo relé não é igual à corrente de falta, devido à contribuição da outra fonte. Para determinar as contribuições vindas dos diferentes terminais, faz-se necessário aplicar-se os fatores de distribuição descritos a seguir:

$$C_0 = \frac{(1-h)Z_{L0} + Z_{N0}}{Z_{M0} + Z_{L0} + Z_{N0}} \quad (2.2)$$

$$C_1 = \frac{(1-h)Z_{L1} + Z_{N1}}{Z_{M1} + Z_{L1} + Z_{N1}} \quad (2.3)$$

$$C_2 = \frac{(1-h)Z_{L2} + Z_{N2}}{Z_{M2} + Z_{L2} + Z_{N2}} \quad (2.4)$$

2.1.1 Curto-circuito trifásico

Para uma falta trifásica o circuito de sequência é constituído apenas da sequência positiva, conforme indicado na Figura 2.3.

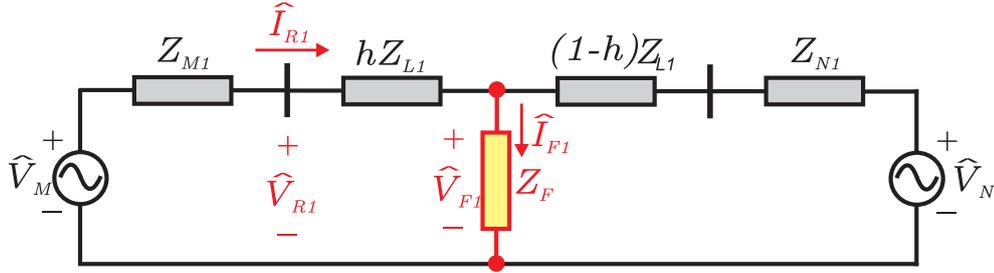


Figura 2.3. Circuito de sequência para uma falta trifásica.

Do circuito ilustrado na Figura 2.3, obtém-se a corrente e tensão de sequência positiva vista pelo relé, definida como:

$$\hat{I}_{R1} = C_1 \hat{I}_{F1}. \quad (2.5)$$

$$\hat{V}_{R1} = hZ_{L1} \hat{I}_{R1} + \hat{V}_{F1} = hZ_{L1} \hat{I}_{R1} + Z_F \cdot \hat{I}_{F1} = \left(hZ_{L1} + \frac{Z_F}{C_1} \right) \hat{I}_{R1}. \quad (2.6)$$

Por ser tratar de uma falta trifásica, as correntes de sequência zero e negativa são nulas.

$$\hat{I}_A = C_1 \hat{I}_{R1}. \quad (2.7)$$

$$\hat{I}_B = a^2 C_1 \hat{I}_{R1}. \quad (2.8)$$

$$\hat{I}_C = a C_1 \hat{I}_{R1}. \quad (2.9)$$

Assim, como para as correntes a tensão de sequência negativa e zero não existem para o caso de falta trifásica. As tensões em termos de sequência ABC ficam da seguinte forma:

$$\hat{V}_A = \left(hZ_{L1} + \frac{Z_F}{C_1} \right) C_1 \hat{I}_{R1} \quad (2.10)$$

$$\hat{V}_B = \left(hZ_{L1} + \frac{Z_F}{C_1} \right) a^2 C_1 \hat{I}_{R1} \quad (2.11)$$

$$\hat{V}_C = \left(hZ_{L1} + \frac{Z_F}{C_1} \right) a C_1 \hat{I}_{R1} \quad (2.12)$$

Por se tratar de um curto trifásico, as 6 unidades são responsáveis por extinguir o curto. Tomando a unidade Z_{AB} , a expressão da impedância é:

$$\hat{Z}_{AB} = \frac{\hat{V}_A - \hat{V}_B}{\hat{I}_A - \hat{I}_B} = hZ_{L1} + \frac{Z_F}{C_1} \quad (2.13)$$

A impedância medida pelo relé para este tipo de curto-circuito refere-se ao trecho no qual o relé é instalado até o ponto de falta, acrescido de um erro ocasionado pela impedância de falta (Z_F) e a configuração do sistema (C_1). Nota-se que quanto menor a impedância de falta, menor será o erro inserido na medição.

2.1.2 Curto-circuito Bifásico

Na Figura 2.4 é ilustrada a interligação dos circuitos de sequência para o caso de uma falta bifásica.

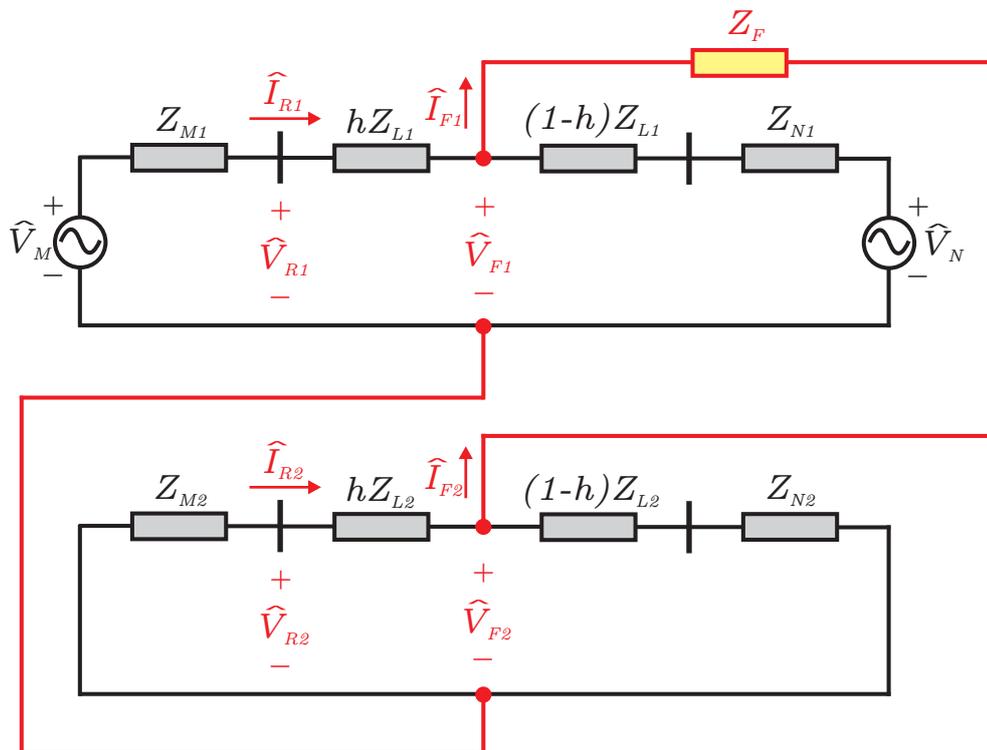


Figura 2.4. Circuito de sequência para uma falta bifásica.

A falta bifásica, por se tratar de um evento desequilibrado, apresenta apenas as sequências negativa e positiva. Considerando $Z_{L1} = Z_{L2}$, as correntes, e as tensões são definidas conforme

a seguir:

$$\hat{I}_{F1} = -\hat{I}_{F2} \quad (2.14)$$

$$\hat{V}_{R1} = \hat{V}_M - Z_{M1}I_{R1} = \hat{V}_M - Z_{M1}C_1\hat{I}_{F1} = [hZ_{L1}(C_1 + C_2) + Z_{M2}C_2 + Z_F]\hat{I}_{F1} \quad (2.15)$$

$$\hat{V}_{R2} = -Z_{M2}\hat{I}_{R2} = Z_{M2}C_2\hat{I}_{F1} \quad (2.16)$$

Para o domínio de fases, têm-se:

$$\hat{V}_{RB} = a^2\hat{V}_{R1} + a\hat{V}_{R2} = a^2[hZ_{L1}(C_1 + C_2) + Z_{M2}C_2 + Z_F]\hat{I}_{F1} + aZ_{M2}C_2\hat{I}_{F1} \quad (2.17)$$

$$\hat{V}_{RC} = a\hat{V}_{R1} + a^2\hat{V}_{R2} = a[hZ_{L1}(C_1 + C_2) + Z_{M2}C_2 + Z_F]\hat{I}_{F1} + a^2Z_{M2}C_2\hat{I}_{F1} \quad (2.18)$$

$$\hat{I}_{RB} = a^2\hat{I}_{R1} + a\hat{I}_{R2} = (a^2C_1 - aC_2)\hat{I}_{F1} \quad (2.19)$$

$$\hat{I}_{Rc} = a\hat{I}_{R1} + a^2\hat{I}_{R2} = (aC_1 - a^2C_2)\hat{I}_{F1} \quad (2.20)$$

Para um curto nas fases BC, a unidade responsável por extinguir o curto é a Z_{BC} que pode ser calculada como a expressão 2.21:

$$\hat{Z}_{BC} = \frac{\hat{V}_B - \hat{V}_C}{\hat{I}_B - \hat{I}_C} = hZ_{L1} + \frac{Z_F}{C_1 + C_2} \quad (2.21)$$

A impedância do trecho afetado pela falta, tem um segundo termo que representa o erro devido à contribuição de corrente remota e da impedância de falta.

2.1.3 Curto-circuito Bifásico-Terra

A falta bifásica à terra possui as três redes de seqüências positiva, negativa e zero. A Figura 2.5 mostra como são conectados o circuitos de seqüência.

Analogamente ao curto bifásico BC, a impedância de seqüência positiva entre o relé e o ponto de falta é dada pela divisão de $\frac{\hat{V}_b - \hat{V}_c}{\hat{I}_b - \hat{I}_c}$, como é demonstrado a seguir:

$$Z_{BC} = \frac{\hat{V}_B - \hat{V}_C}{\hat{I}_B - \hat{I}_C} = hZ_{L1} + \frac{(1 + D)Z_F}{C_1 + C_2D} \quad (2.22)$$

onde $D = \frac{Z_0 + Z_F + 3Z_G}{Z_0 + Z_2 + 2Z_F + 3Z_G}$

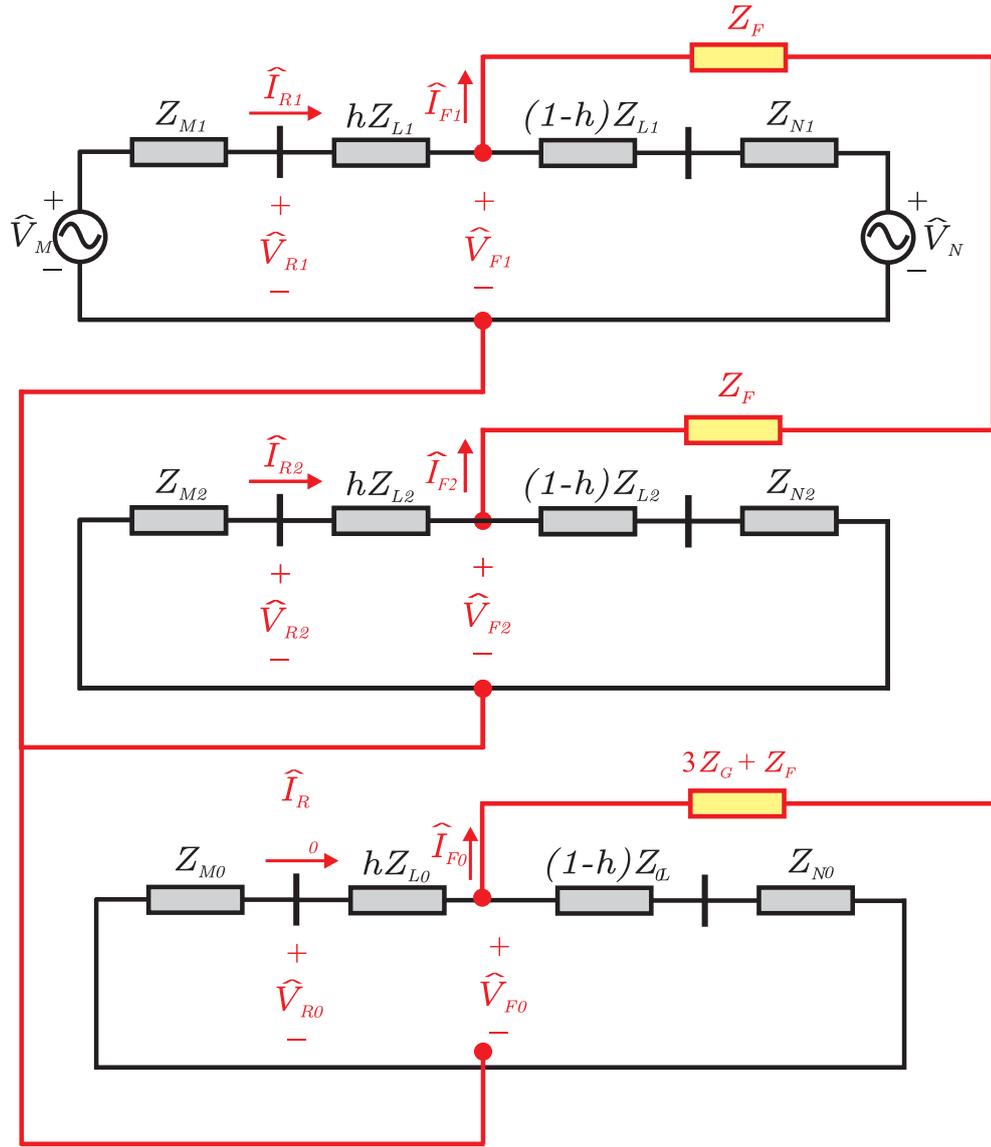


Figura 2.5. Circuito de seqüência para uma falta bifásica à terra.

2.1.4 Curto-circuito Monofásico

A Figura 2.6 ilustra a conexão dos circuitos de seqüência (positiva, negativa e zero) para o caso de uma falta monofásica na fase A no ponto F da linha.

Analisando o circuito abaixo pode-se observar as seguintes relações de tensão e corrente no ponto de falta:

$$\hat{I}_{F0} = \hat{I}_{F1} = \hat{I}_{F2} = \hat{I}_F \quad (2.23)$$

$$\hat{V}_{F0} + \hat{V}_{F1} + \hat{V}_{F2} = 3Z_F \hat{I}_F \quad (2.24)$$

$$\hat{V}_{R0} = -Z_{M0} C_0 \hat{I}_F \quad (2.25)$$

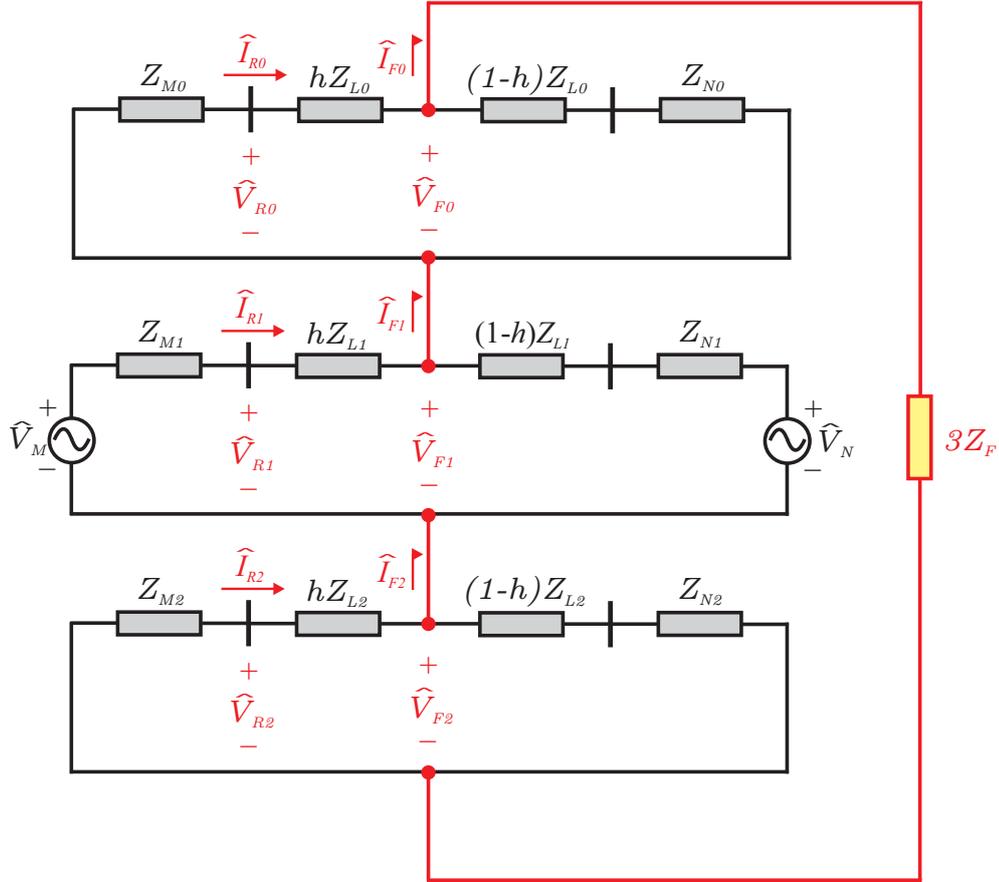


Figura 2.6. Circuito de seqüência para uma falta monofásica.

$$\widehat{V}_{R1} = \widehat{V}_M - Z_{M1}C_1\widehat{I}_F = [(C_1 + C_2)hZ_{L1} + (Z_{M0} + hZ_{L0})C_0 + Z_{M2}C_2 + 3Z_F]\widehat{I}_F \quad (2.26)$$

$$\widehat{V}_{R2} = -Z_{M2}C_2\widehat{I}_F \quad (2.27)$$

De acordo com as equações descritas acima a tensão na fase afetada pelo curto-circuito neste caso a fase A, pode ser assim escrita:

$$\widehat{V}_{RA} = \widehat{V}_{R0} + \widehat{V}_{R1} + \widehat{V}_{R2} = [(C_1 + C_2)hZ_{L1} + hZ_{L0}C_0 + 3Z_F]\widehat{I}_F \quad (2.28)$$

Para o desenvolvimento da Equação (2.28), é necessário determinar a corrente da fase A vista pelo relé. A corrente \widehat{I}_a é a soma das correntes de seqüência vista pelo relé ($\widehat{I}_0, \widehat{I}_1, \widehat{I}_2$) e pode ser assim escrita:

$$\widehat{I}_{RA} = \widehat{I}_{R0} + \widehat{I}_{R1} + \widehat{I}_{R2} = (C_0 + C_1 + C_2)\widehat{I}_F \quad (2.29)$$

$$\begin{aligned} \widehat{I}_{RN} &= \widehat{I}_{RA} + \widehat{I}_{RB} + \widehat{I}_{RC} \\ &= (C_0 + C_1 + C_2)\widehat{I}_F + (C_0 + a^2C_1 + aC_2)\widehat{I}_F + (C_0 + aC_1 + a^2C_2)\widehat{I}_F \\ &= 3C_0\widehat{I}_F = 3\widehat{I}_{R0}. \end{aligned} \quad (2.30)$$

$$\hat{I}_{RA,COMP} = \hat{I}_{RA} + K_0 \hat{I}_{RN} = (C_0 + C_1 + C_2) \hat{I}_F + 3K_0 C_0 \hat{I}_F = [(3K_0 + 1)C_0 + C_1 + C_2] \hat{I}_F \quad (2.31)$$

onde

$$K_0 = \frac{(Z_{L0} - Z_{L1})}{(3Z_{L1})} \quad (2.32)$$

A constante adimensional K_0 é o fator de compensação de sequência zero própria e representa um característica da linha de transmissão.

Para obter a impedância medida pelo relé, em um falta monofásica na fase A, é necessária a relação de \hat{V}_a e \hat{I}_a compensada:

$$Z_{AT} = \frac{\hat{V}_{RA}}{\hat{I}_{RA,COMP}} = \frac{(C_1 + C_2)hZ_{L1}\hat{I}_F + hZ_{L0}C_0\hat{I}_F + 3Z_F\hat{I}_F}{[(3K_0 + 1)C_0 + C_1 + C_2]\hat{I}_F} \quad (2.33)$$

Como:

$$\hat{I}_{RA} = (C_1 + C_2)\hat{I}_F + C_0\hat{I}_F = (C_1 + C_2)\hat{I}_F = \hat{I}_{RA} - C_0\hat{I}_F \quad (2.34)$$

$$\begin{aligned} \hat{V}_{RA} &= hZ_{L1}(\hat{I}_{RA} - C_0\hat{I}_F) + hZ_{L0}C_0\hat{I}_F + 3Z_F\hat{I}_F \\ &= hZ_{L1}\left(\hat{I}_{RA} - C_0\hat{I}_F + \frac{Z_{L0}}{Z_{L1}}C_0\hat{I}_F\right) + 3Z_F\hat{I}_F. \end{aligned} \quad (2.35)$$

Como $\hat{I}_{R0} = C_0\hat{I}_F$:

$$\hat{V}_{RA} = hZ_{L1}\hat{I}_{RA} + \left(\frac{Z_{L0} - Z_{L1}}{Z_{L1}}\right)\hat{I}_{R0} + 3Z_F\hat{I}_F \quad (2.36)$$

Como $\hat{I}_{RN} = 3\hat{I}_{R0}$:

$$\hat{V}_{RA} = hZ_{L1}\hat{I}_{RA} + \left(\frac{Z_{L0} - Z_{L1}}{Z_{L1}}\right)\hat{I}_{R0} + 3Z_F\hat{I}_F = hZ_{L1}\hat{I}_{RA,COMP} + 3Z_F\hat{I}_F \quad (2.37)$$

$$Z_{AT} = \frac{hZ_{L1}\hat{I}_{RA,COMP} + 3Z_F\hat{I}_F}{\hat{I}_{RA,COMP}} = hZ_{L1} + \left[\frac{3}{(3K_0 + 1)C_0 + aC_1 + a^2C_2}\right]Z_F \quad (2.38)$$

2.2 FLUXO DE POTÊNCIA

O fluxo de potência existirá quando as duas fontes de tensão estiverem operando defasadas. A diferença de fase entre a fonte de tensão da barra local onde está instalada o relé e a barra remota é identificado pelo ângulo de carga δ .

O fluxo de carga é transportado pela linha de transmissão através da corrente de carga \hat{I}_{carga} . Essa corrente circula apenas pelo circuitos de sequência positiva para todos tipos de falta.

A corrente de carga é calculada como a diferença de tensão \widehat{V}_M e \widehat{V}_N dividida pela impedância equivalente entre as fontes.

$$Z_{eq} = Z_{M1} + Z_{L1} + Z_{N1} \quad (2.39)$$

$$\widehat{I}_{carga} = \frac{\widehat{V}_M - \widehat{V}_N}{Z_{eq}} \quad (2.40)$$

A corrente de carga que passa pela linha de transmissão deve ser somada a corrente I_{R1} do circuito de sequência positiva.

$$\widehat{I}_{R1} = C_1 \widehat{I}_1 + \widehat{I}_{carga} \quad (2.41)$$

A tensão de pré-falta também é modificada pela presença da corrente de carga.

$$\widehat{V}_F = \widehat{V}_M - \widehat{I}_{carga}(Z_{M1} + hZ_{L1}) \quad (2.42)$$

2.2.1 Efeito do Fluxo de Potência na Impedância Aparente

Na falta monofásica na fase A é adicionada uma corrente de carga I_{carga} .

$$\widehat{V} = mZ_{L1} \left(\widehat{I}_A - K_0 \widehat{I}_{R1} + \widehat{I}_{carga} \right) + R_F I_F \quad (2.43)$$

Onde:

- \widehat{V} = tensão da fase A.
- m = distância em por-unidade da falta até a barra do relé.
- Z_{L1} = impedância de sequência positiva da linha.
- m = distância em por-unidade da falta até a barra S.
- \widehat{I}_A = corrente da fase A.
- \widehat{I}_N = corrente residual.

A corrente total que passa pela fase A é representada pela equação 2.45:

$$\widehat{I}_{R1} = \widehat{I}_A + K_0 \widehat{I}_R + \widehat{I}_{carga} \quad (2.44)$$

A expressão de Z será igual a impedância de sequência positiva da linha até o ponto de falta mais a parcela $R_F \left(\frac{\hat{I}_F}{\hat{I}_{R1}} \right)$.

$$Z = \frac{\hat{V}_{R1}}{\hat{I}_{R1}} = mZ_{L1} + R_F \left(\frac{\hat{I}_F}{\hat{I}_{R1}} \right) \quad (2.45)$$

Neste caso a corrente \hat{I}_F e a corrente \hat{I}_{R1} não estão em fase. Conseqüentemente, a segunda parcela $R_F \left(\frac{\hat{I}_F}{\hat{I}_{R1}} \right)$ é um número complexo. A primeira parcela é a impedância da linha até o ponto de falta e a segunda parcela é composta por um parte resistiva e outra reativa. A contribuição dessa segunda parcela para a reatância total calculada pelo relé causa distorções no alcance do relé. Se a contribuição for positiva o relé ficará subalcançado e se a contribuição for negativa ele ficará sobrealcançado.

Os valores de impedância aparente Z , para a falta monofásica testados na característica quadrilateral são mostrados na Figura 2.7. Esses resultados são obtidos para diferentes condições de fluxo de potência e resistência de falta. O sobrealcanço torna-se mais pronunciado conforme R_F e δ aumentam.

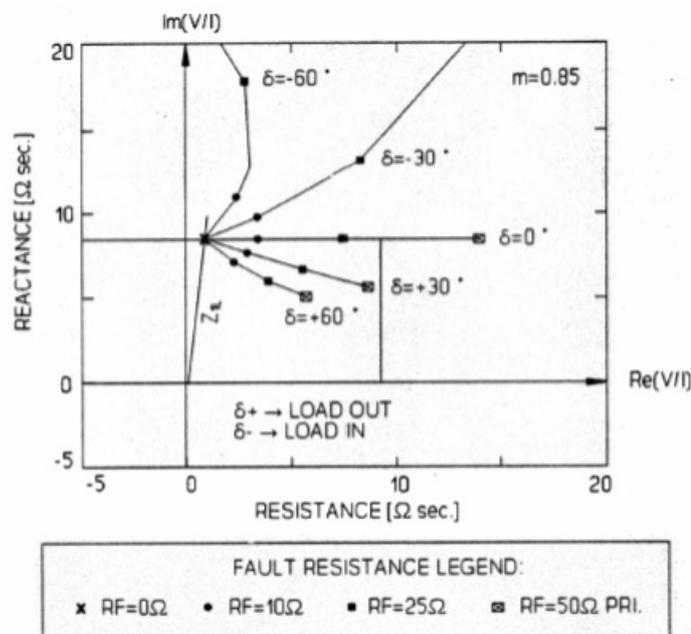


Figura 2.7. Desempenho do critério de impedância aparente (ROBERTS *et al.*, 1993)

2.3 DIAGRAMA R-X

O diagrama R-X representa a característica de operação de um relé de distância. A resistência R é representada na abscissa e a reatância X na ordenada. O relé irá atuar sempre que o parâmetro medido estiver dentro da característica do relé.

A partir de valores da tensão e corrente medidas no ponto de instalação do relé, obtém-se a impedância aparente Z , cujas coordenadas no diagrama R-X são $R = Z \cos \theta$ e $X = Z \sin \theta$.

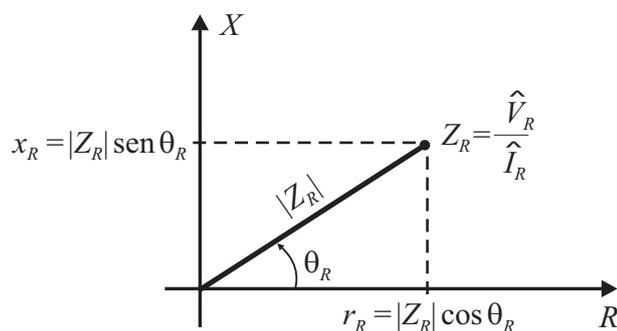


Figura 2.8. Diagrama R-X.

O lugar geométrico para curto-circuitos francos na linha protegida é uma reta que passa pela origem do diagrama R-X com comprimento proporcional à impedância de sequência positiva da linha, a escolha da impedância de sequência positiva deve-se ao fato de que ela é distribuída e considerada constante em relação a distância. No entanto para curtos com resistência de falta, o lugar geométrico é deslocado devido a impedância de falta, como é ilustrado na Figura 2.9:

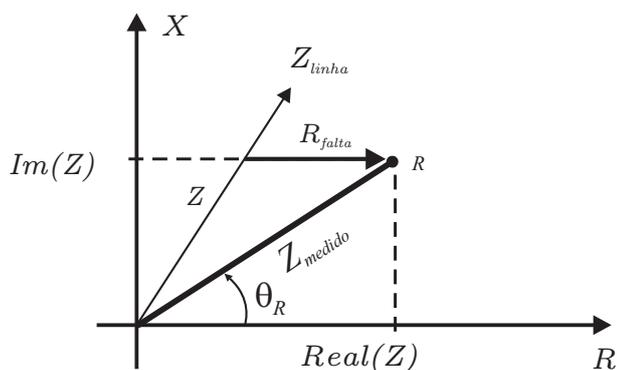


Figura 2.9. Diagrama R-X- Falta Resistiva.

2.4 TRAJETÓRIA DA IMPEDÂNCIA VISTA PELO RELÉ.

Durante a operação normal dos sistema, a impedância medida pelo relé consistirá na impedância de carga, ou seja a impedância aparente Z_R em regime permanente de pré-falta, será um ponto fora da característica Z_R de operação do relé de distância, conforme ilustrado na Figura 2.10.

Em uma situação de curto-circuito, a impedância Z_R desloca do seu valor inicial de pré-falta para dentro da característica de operação do relé, podendo acionar um sinal de *trip* para abertura dos disjuntores. A trajetória da impedância Z_R mostrada na Figura 2.10 são uma sequência de valores calculados desde da pré-falta até o valor de regime permanente de falta. O tempo decorrido para que a impedância mude da sua condição de pré-falta para o valor dentro da zona de proteção do relé é chamado de tempo de detecção de falta, este depende do algoritmo de seleção de fases utilizado.

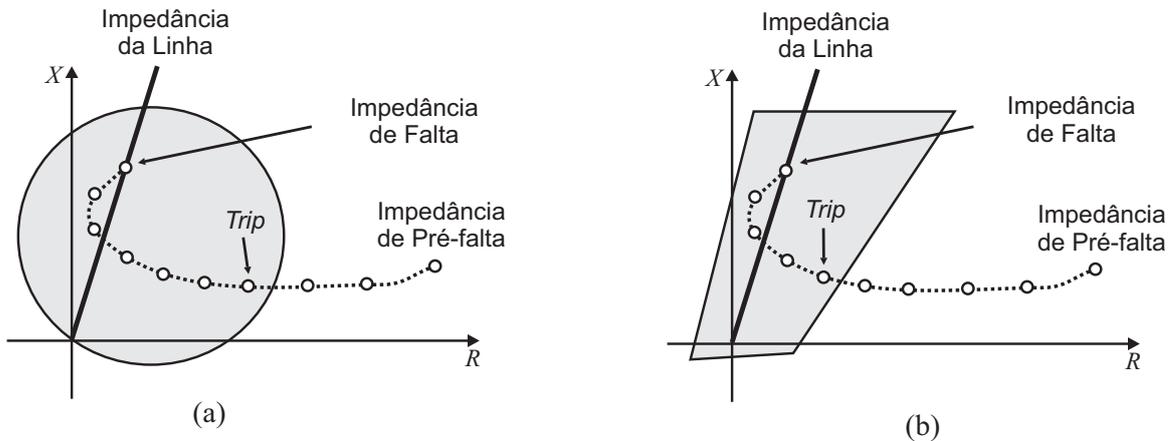


Figura 2.10. Trajetória da impedância vista pelo relé para a característica: (a) mho; (b) quadrilateral

2.5 CONDIÇÕES ESTÁTICAS DE CARREGAMENTO

A impedância de carga de uma linha de transmissão pode ser menor do que a impedância em algumas faltas. Portanto, a proteção deve ser adequadamente seletiva para saber diferenciar a impedância de carga e falta. A condição estática de carregamento de uma linha de transmissão é a região no plano R-X que corresponde ao lugar geométrico da impedância aparente Z vista pelo relé nas condições normais de operação e regime permanente do sistema.

A equação que descreve o lugar geométrico é obtida partir da potência aparente S vista pelo relé, calculado como:

$$S = P + jQ = 3\widehat{V}_R\widehat{I}_R^* \quad (2.46)$$

$$S = 3\widehat{V}_R\widehat{I}_R^* \quad (2.47)$$

$$\left|\widehat{I}_R^*\right|^2 = \frac{P^2 + Q^2}{3\left|\widehat{V}_R\right|^2} \quad (2.48)$$

\widehat{V}_R é a tensão na linha no ponto que o relé esta instalado. A impedância aparente medida pelo relé pode ser escrita em função das potências ativa (P) e reativa (Q) (MASON, 1985).

$$Z = r_R + jx_R \quad (2.49)$$

$$r_R = \frac{P}{3\left|\widehat{I}_R^*\right|^2} = \frac{P\left|\widehat{V}_R\right|^2}{P^2 + Q^2} \quad (2.50)$$

$$x_R = \frac{Q}{3\left|\widehat{I}_R^*\right|^2} = \frac{Q\left|\widehat{V}_R\right|^2}{P^2 + Q^2} \quad (2.51)$$

Pelas Equações (2.50) e (2.51) nota-se que o sentido do fluxo de potência ativa e reativa é determinada pela impedância aparente medida pelo relé. Isto é, cada quadrante do plano $R - X$ terá uma configuração de sentido de fluxo de potência ativa e reativa. Na Figura 2.11 é mostrado a relação r_R, x_R, P e Q .

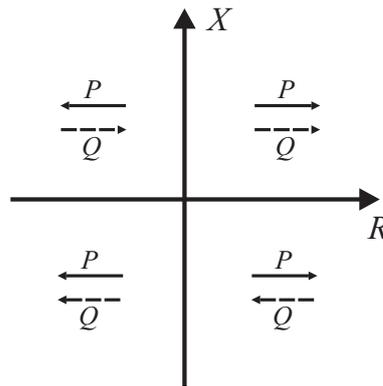


Figura 2.11. Relação entre os sentidos dos fluxos de P e Q e os sinais de r_R e x_R no plano $R-X$.

O módulo da impedância medida pelo relé para o carregamento máximo da linha de transmissão é:

$$|Z_M| = \frac{V_{min}^2}{N_{max}} \left(\frac{R_{TC}}{R_{TP}} \right) \quad (2.52)$$

sendo V_{min} o módulo da tensão mínima de operação do sistema e N_{max} é a potência aparente máxima da linha de transmissão.

Na condição de carregamento máximo, a impedância medida pelo relé será menor possível em regime permanente, nessa condição será representado a característica de operação no diagrama R-X por uma circunferência com centro na origem e raio igual a $|Z_M|$, conforme mostrado na Figura 2.12(a).

A linha de transmissão sempre terá, de acordo com o carregamento, um ângulo de fator de potência entre os limites máximos indutivo e capacitivo. Esses dois limites de operação da linha são representados por duas retas como mostra a Figura 2.12(b).

A intersecção das características mostradas nas Figuras 3.11(a) e 3.11(b) é a região de operação da linha de transmissão dentro dos limites de carregamento e de fator de potência, conforme ilustrado na Figura 2.12(c). A delimitação dessa região permite o bloqueio da operação do relé para impedâncias relacionadas à condição normal de operação da linha (SCHWEITZER; ROBERTS, 1993).

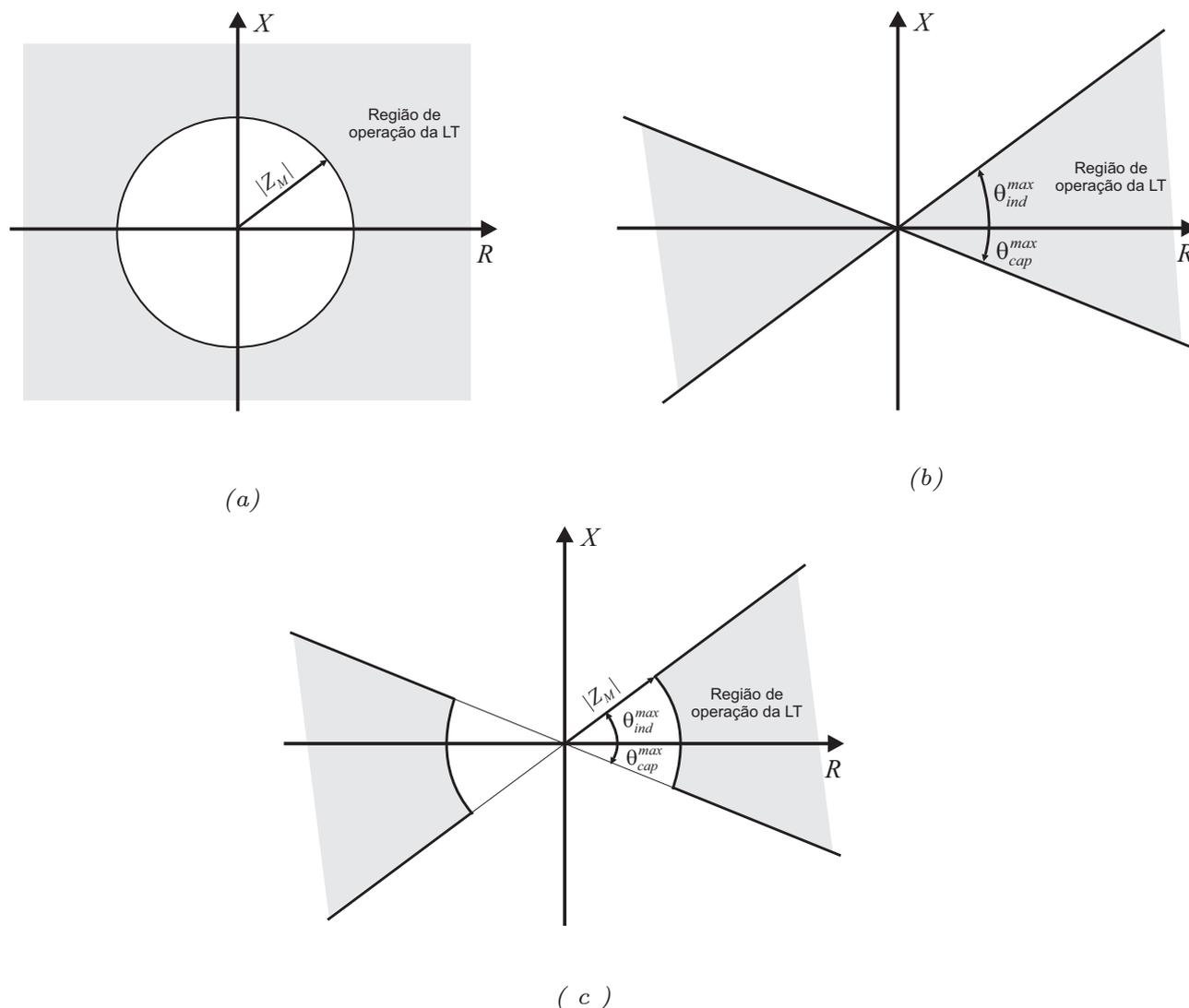


Figura 2.12. Região de operação da linha considerando-se: (a) Máximo carregamento; (b) Máximo fator de potência; (c) Máximos carregamento e fator de potência.

2.6 ZONAS DE PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA.

O relé de distância possui três zonas de atuação, cujos ajustes representam diferentes níveis de alcance e de temporização do relé, essas zonas tem como objetivo de cobrir um seção da linha e prover proteção de *back-up* para linhas remotas. Uma ou duas zonas adicionais podem ser utilizadas na direção da falta e na direção oposta para proteger a barra Ziegler (2006).

As três zonas típicas de proteção de distância são ajustadas de acordo com os seguintes critérios:

- Primeira zona: é ajustada para cobrir 80% ou 85% da linha protegida. O restante

da linha não é coberto pela primeira zona para evitar que esta zona alcance outras linhas. A margem de segurança de 20 a 15% é necessária devido às imprecisões provocadas por diversas fontes de erro, tais como os transformadores para instrumento, que podem tornar o relé sobrealçado ou subalçado, causando sua operação inadequada (Cook (1956)). A primeira zona não possui atraso intencional.

- Segunda zona: esta zona é ajustada para cobrir toda linha protegida mais 50% da menor linha conectada à barra remota. O tempo de atraso T_2 é da ordem de 250 ms a 400 ms.
- Terceira zona: Geralmente, o seu alcance é ajustado para proteger 100% da menor linha conectada no terminal remoto da linha protegida pela primeira zona, mais 20% da menor linha a sua jusante. A sua operação também é retardada de um tempo T_3 da ordem de 800 ms (Silva (2009)).

Na Figura 2.13 encontram-se representados os diferentes tempos de atuação do relé de distância para cada uma de suas respectivas zonas de proteção.

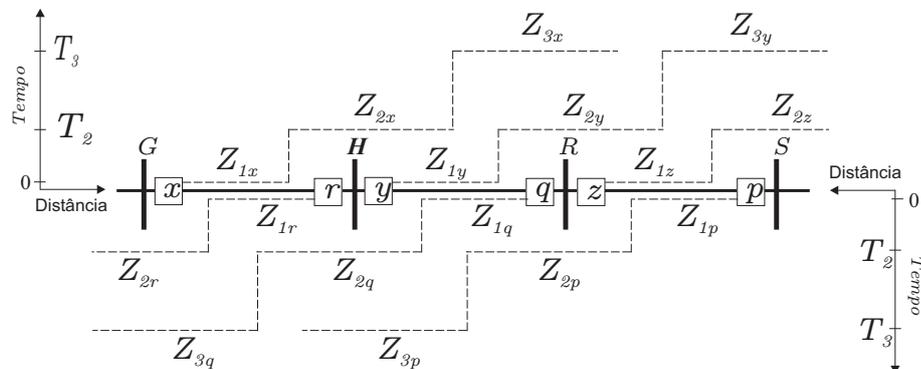


Figura 2.13. Representação das zonas de proteção de distância (ANDERSON, 1999)

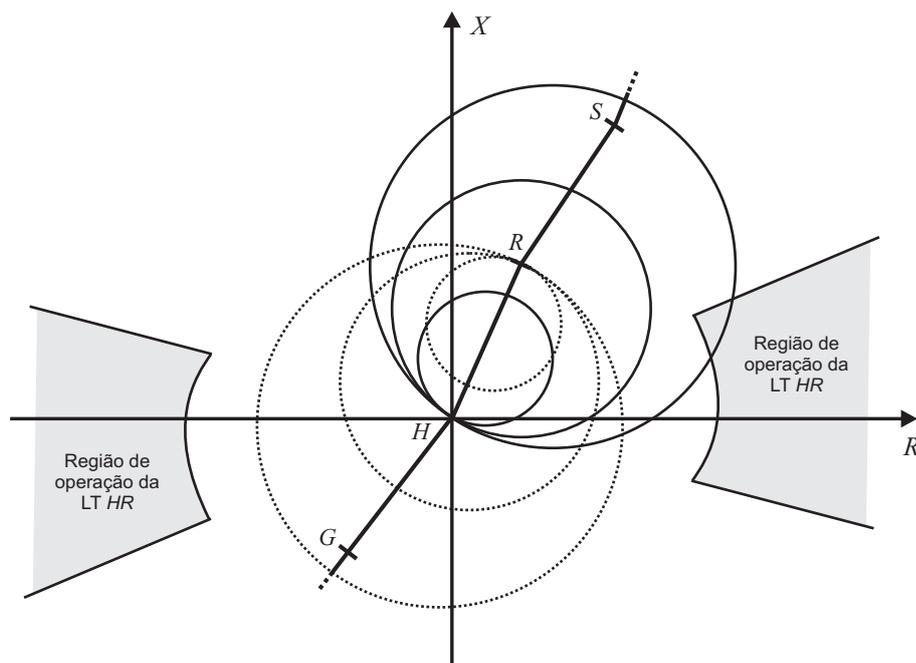


Figura 2.14. Representação das zonas de proteção de distância no diagrama R-X.

Na Figura 2.14 são apresentadas diferentes zonas de proteção dos relés situados nos terminais da linha HR mostrado na Figura 2.13 no diagrama R-X considerando a característica de operação mho.

2.7 COMPARADORES

O conceito de comparador de fase e de magnitude consiste basicamente em dois sinais que são comparados e a partir da sua defasagem ou da relação entre suas magnitudes, é possível distinguir entre uma situação normal de operação do sistema e uma falta (Painthankar & Bhide (2007)).

Através dos parâmetros introduzidos nos comparadores determina-se a forma, tamanho e posição da característica de operação do relé no diagrama R-X. A mho é a mais difundida dentre as características de operação, por possuir algumas características apropriadas para utilização em relés de distância, tais como: alcance finito, direcionalidade, boa acomodação da resistência de falta e menor sensibilidade às oscilação de potência (Ziegler (2006)).

Nesta seção, serão abordados os diversos tipos de comparadores no âmbito da características mho de operação.

2.7.1 Comparador Mho Autopolarizada

A denominação autopolarização deve-se ao fato de que a grandeza de polarização utilizada nos comparadores é a própria tensão de entrada do relé. Essa característica foi utilizada por vários anos nos relés eletromecânicos. Suas vantagens e limitações frente às demais características de operação foram bastantes exploradas, de modo que ainda hoje muitos relés digitais comerciais a implementem (Ziegler (2006)). Tal característica não garante a operação do relé com tensão nula. Isto deve se ao fato da característica de operação não engloba a origem do plano complexo de impedâncias.

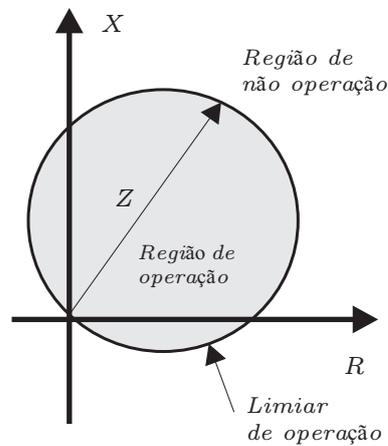


Figura 2.15. Característica do relé Mho Autopolarizada.

2.7.1.1 Comparador de Fase

Um comparador de fase determina se a diferença do ângulo entre dois fasores está dentro de uma margem específica ou não (Roberts *et al.* (1993)). No caso da característica mho autopolarizada utilizam-se os fasores de tensão de operação \widehat{V}_{op} e de polarização \widehat{V}_{pol} , definidos como (Painthankar & Bhide (2007)).

$$\widehat{V}_{op} = Z_A \widehat{I}_R - \widehat{V}_R, \quad (2.53)$$

$$\widehat{V}_{pol} = \widehat{V}_R, \quad (2.54)$$

sendo \widehat{V}_R e \widehat{I}_R os fasores de tensão e corrente medidos pelo relé, respectivamente, e Z_A a

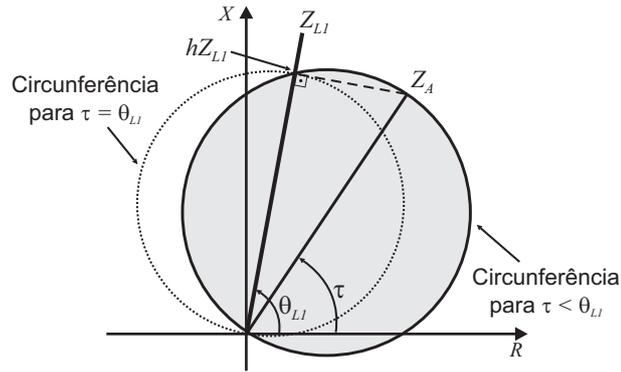


Figura 2.16. Representação da característica mho no plano R-X

impedância de alcance do relé, calculada conforme indicado na Equação (2.55).

$$Z_A = \frac{hZ_{L1}}{\cos(\theta_{L1} - \tau)}, \quad (2.55)$$

onde τ o ângulo de projeto da característica mho, ou ângulo de torque máximo do relé, ambos ilustrados na Figura 2.16:

Este ângulo nos relés eletromecânicos é ajustado para ser igual ao ângulo θ_{L1} da linha, por meio da utilização de uma impedância replica. Entretanto, a fim de melhorar a cobertura da resistência de falta, não raro o ângulo τ é ajustado para um valor menor que θ_{L1} , conforme ilustrado na Figura 2.16.

Uma falta é detectada pelo relé em sua zona de proteção caso a seguinte condição seja satisfeita:

$$-90^\circ < \phi < 90^\circ. \quad (2.56)$$

As grandezas de operação e polarização do comparador de fase podem ser representadas em termos de impedâncias. Isso pode ser obtido dividindo a Equação (2.53) por \hat{I}_R . Com isso, obtêm-se (SILVA, 2009):

$$Z_{op} = Z_A - Z_R \quad (2.57)$$

$$Z_{pol} = Z_R, \quad (2.58)$$

onde a impedância aparente Z_A vista pelo relé é dada por $\frac{\hat{V}_R}{\hat{I}_R}$.

As impedâncias Z_{op} e Z_{pol} podem ser representadas no plano R-X como mostrado na Figura 2.17, na qual são ilustrados três situações possíveis para localização de Z_R .

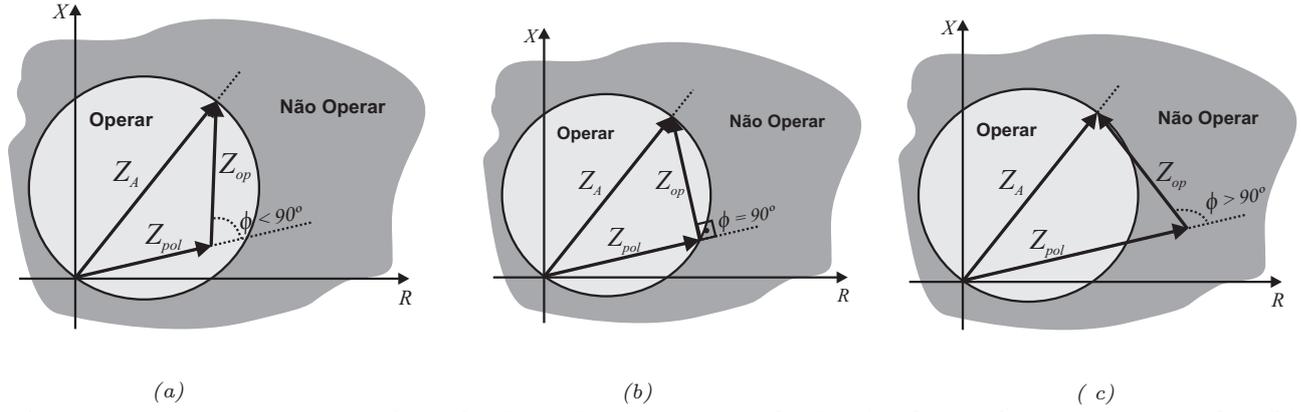


Figura 2.17. Relação entre as fases de Z_{op} e Z_{pol} para o caso de Z_R : (a) dentro da característica mho; (b) sobre a característica mho; (c) fora da característica mho

2.7.1.2 Comparador de Magnitude

Os fasores de tensão de operação \widehat{V}_{op} e de polarização \widehat{V}_{pol} do comparador de magnitude para a característica mho autopolarizada são definidos como (Paintthankar & Bhide (2007)).

$$\widehat{V}_{op} = \frac{Z_A}{2} \widehat{I}_R, \quad (2.59)$$

$$\widehat{V}_{pol} = -\widehat{V}_R + \frac{Z_A}{2} \widehat{I}_R, \quad (2.60)$$

Uma falta é detectada pelo relé caso a seguinte condição seja satisfeita:

$$\left| \widehat{V}_{op} \right| \geq \left| \widehat{V}_{pol} \right|, \quad (2.61)$$

Tais grandezas, \widehat{V}_{op} e \widehat{V}_{pol} , podem também ser representadas em termos de impedância da seguinte forma:

$$Z_{op} = \frac{Z_A}{2}, \quad (2.62)$$

$$Z_{pol} = -Z_R + \frac{Z_A}{2}, \quad (2.63)$$

As diferentes condições em que z_R , valor de impedância medida pelo relé, pode ser representados no plano R-X como mostrado na Figura 2.18.

2.7.2 Característica Mho Polarizada

As característica mho polarizada são utilizadas com a finalidade de contornar a deficiência existente no modelo na detecção de faltas próximos ao ponto de instalação do relé (com tensão

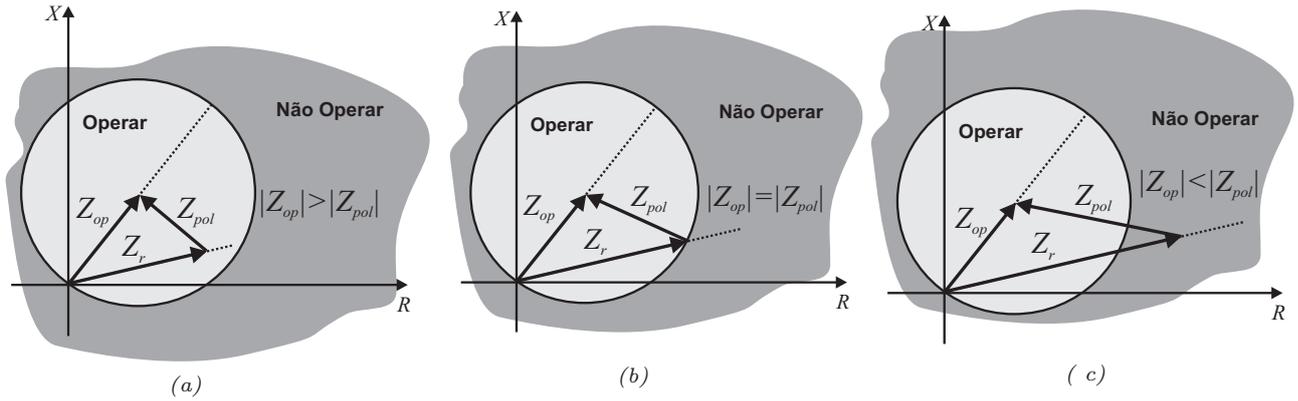


Figura 2.18. Relação entre as magnitudes de Z_{op} e Z_{pol} para o caso de Z_R : (a) dentro da característica mho; (b) sobre a característica mho; (c) fora da característica mho

nula) e faltas com baixo valor de resistência de falta. Utiliza-se nesse modelo a tensão de polarização \hat{V}_{pol} , e a tensão medida do relé \hat{V}_R mais uma parcela de suplementação que depende do tipo de polarização utilizada (ZIEGLER, 2006; COOK, 1956).

2.7.2.1 Polarização Cruzada

A polarização cruzada consiste em suplementar a tensão na fase defeituosa com uma tensão em quadratura, referente às fases sãs. Na Figura 2.19(a), ilustra-se a seleção de tensão de suplementação \hat{V}_{bc} para uma falta monofásica em A, enquanto a tensão $\hat{V}_{ca} - \hat{V}_{ab}$ exibida na Figura 2.19(b), é utilizada para suplementar faltas bifásicas entre B e C. Na Tabela 2.2, são apresentadas as tensão de suplementação utilizadas para cada uma das unidades de um relé de distância (Ziegler (2006)).

Com a polarização cruzada, calcula-se a tensão \hat{V}_{pol} como:

$$\hat{V}_{pol} = (1 - K_p)\hat{V}_R + \frac{jK_p}{\sqrt{3}}\hat{V}_{sup}, \quad (2.64)$$

sendo K_p a porcentagem da suplementação e \hat{V}_{sup} a tensão de suplementação.

Uma desvantagem desse tipo de polarização é que no caso de faltas trifásicas não há suplementação, pois todas as fases são afetadas. Neste caso, deve-se utilizar uma suplementação a partir de uma memória de tensão de pré-falta (SILVA, 2009).

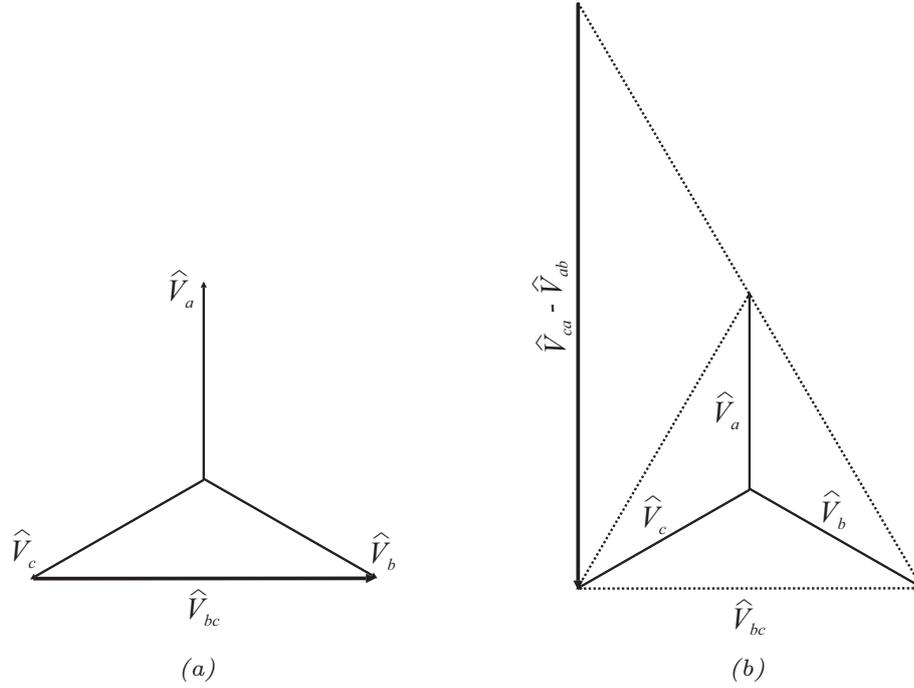


Figura 2.19. Tensão de suplementação para a tensão: (a) V_a (falta fase-terra); (b) V_{bc} (falta fase-fase).

Tabela 2.2. Tensão de suplementação das unidades de fase-terra e fase-fase do relé de distância.

Unidade	Tensão de Suplementação
Z_{AT}	\widehat{V}_{bc}
Z_{BT}	\widehat{V}_{ca}
Z_{CT}	\widehat{V}_{ab}
Z_{AB}	$\widehat{V}_{bc} - \widehat{V}_{ca}$
Z_{BC}	$\widehat{V}_{ca} - \widehat{V}_{ab}$
Z_{CA}	$\widehat{V}_{ab} - \widehat{V}_{bc}$

2.7.2.2 Polarização por Memória de Tensão

A polarização por meio da memória de tensão consiste em suplementar a tensão na fase defeituosa utilizando-se as tensões de pré-falta. Este tipo de polarização pode ser empregado para qualquer tipo de falta, mas deve-se tomar precauções no caso de sistemas nos quais a frequência de operação possa variar durante a falta (ZIEGLER, 2006). Utilizando-se o esquema de polarização por memória de tensão, a tensão de polarização \widehat{V}_{pol} passa a ser calculada como:

$$\widehat{V}_{pol} = (1 - K_p)\widehat{V}_R + K_p\widehat{V}_{pre}, \quad (2.65)$$

onde \widehat{V}_{pre} é a tensão de suplementação e K_p a porcentagem de suplementação.

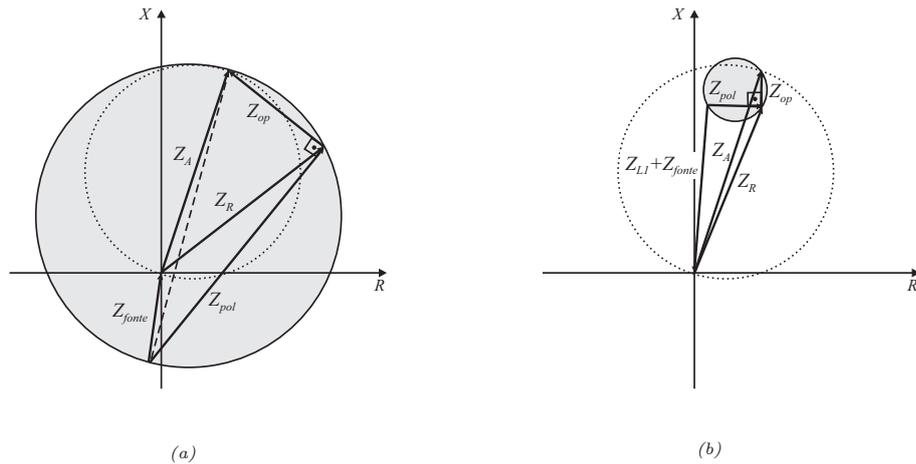


Figura 2.20. Característica mho polarizada: (a) falta na direção direta; (b) falta na direção reversa

Em ambos os casos, com a polarização cruzada ou com a polarização por memória de tensão de pré-falta, a característica de operação do relé é expandida envolvendo a origem, permitindo a detecção da falta que resulte numa tensão zero. Entretanto, isso só ocorre à frente do relé. No caso de faltas reversas, a característica de operação contrai-se, evitando a operação indevida. Este comportamento é conveniente e é amplamente empregado na proteção de linhas de transmissão (ZIEGLER, 2006).

Na Figura 2.20(a), ilustra-se a expansão da característica mho durante a ocorrência de defeitos na própria linha protegida. Na Figura 2.20(b), pode-se observar a contração da característica, devido a ocorrência de faltas reversas. Nas Figuras 2.20, a característica mho polarizada está destacada pela linha contínua e a característica mho autopolarizada está tracejada e Z_{fonte} representa a impedância da fonte equivalente a montante do relé.

Há diferentes tipos de polarização, a depender da escolha das tensões de suplementação \hat{V}_{pre} . Dentre elas, a mais utilizada é a polarização por memória tensão de sequência positiva (ROBERTS *et al.*, 1993).

2.8 SÍNTESE DO CAPÍTULO

Neste Capítulo, foram apresentados os conceitos fundamentais da proteção de distância de linhas de transmissão, considerou-se o efeito da resistência de falta e do carregamento na medição da impedância aparente do relé.

APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS

Com o intuito de analisar o desempenho dos algoritmos de eliminação do efeito capacitivo das linhas de transmissão, avalia-se o comportamento da proteção distância com uso dessas estratégias para uma linha de transmissão de tamanho convencional operando em diversas situações frente a curtos-circuitos, optou-se em analisar os algoritmos em uma linha de 200km já que para linhas de maior comprimento haverá retores shunt que compensariam grande parte da corrente capacitiva. Para essas análises, emprega-se o sistema elétrico ilustrado na Figura 3.1, que foi implementado no software ATP,. Nos terminais da linha, são representados circuitos equivalentes de Thévenin, cujas impedâncias são definidas por meio do SIR (*System-to-line Impedance Ratio*), que é calculado como a razão entre as impedâncias da fonte e da linha, de onde vem a notação SIR_L para o terminal local e SIR_R para o terminal remoto. A linha utilizada para análise é de 500 kV e 200 km, modelada como perfeitamente transposta a parâmetros distribuídos e constantes na frequência.

Os transformadores para instrumento empregados são os mesmos em ambos os terminais, sendo TPS ideais e os TCs são do tipo C800 2000-5 A, com modelagem e parâmetros descritos

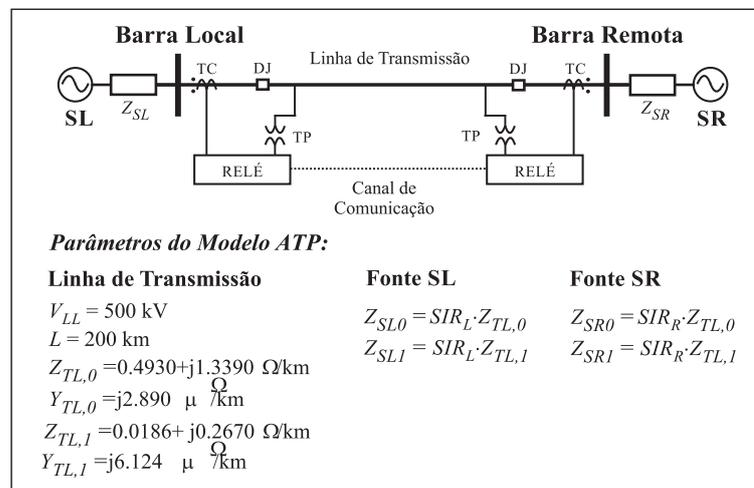


Figura 3.1. Modelo do sistema elétrico de potência utilizado.

por (IEEE POWER SYSTEM RELAYING COMMITTEE, 2004).

Para as simulações, considerou-se no ATP um passo de integração correspondente a uma taxa de amostragem de 1600 amostras por ciclo. Além disso, os sinais de saída foram processados por meio de um Filtro Butterworth passa baixa anti-aliasing de terceira ordem, com frequência de corte de 180 Hz. Desse modo, os sinais de saída foram reamostrados a uma taxa de 16 amostras por ciclo ($N = 16$), antes de serem utilizados nos algoritmos avaliados.

Para a avaliar a eficácia da remoção da corrente capacitiva na proteção de distância, as condições de curto-circuito simuladas consideraram a influência de alguns parâmetros relacionados à falta, tais como: tipo de falta (trifásico, bifásico com ou sem terra e monofásico), localização da falta (l), resistência de falta (R_f), força das fontes (simuladas variando SIR_L e SIR_R) e condições de carregamento do sistema (δ), o qual é determinado supondo a barra local com tensão igual a $1\angle 0^\circ$ pu e a barra remota com $1\angle \delta$ pu. Destaca-se que o valor atribuído a δ corresponde à defasagem angular entre as tensões nas barras, sendo este ajuste possível por meio do controle das tensões nas fontes local e remota em regime permanente. Ainda sobre os curtos-circuitos analisados, vale mencionar que todas as fases foram igualmente avaliadas em todos os diferentes tipos de falta, mas apenas os resultados com comportamentos mais expressivos são apresentados neste trabalho.

As simulações são divididas em duas categorias: análises transitórias de curto-circuito (ATCs) e análises da sensibilidade paramétrica (ASPs). No primeiro tipo, são simulados casos pontuais considerando o intervalo desde o regime permanente de pré-falta até o regime permanente de falta. Nas análises de sensibilidade paramétrica, considera-se o regime permanente de falta para verificar a influência de cada uma das variáveis envolvidas no curto-circuito.

3.1 ANÁLISE TRANSITÓRIA DE CURTO-CIRCUITO (ATC)

Os resultados obtidos por meio das ATCs permitem observar o comportamento da proteção de distância tradicional e propostas por Xu *et al.* (2008) e Kase *et al.* (2008) no intervalo de tempo desde o regime permanente de pré-falta, seguido da aplicação do curto-circuito em 100 ms, até o regime permanente de falta. Todos os curtos-circuitos analisados nesta seção, e suas respectivas características, são descritos na Tabela 3.1.

Tabela 3.1. Casos Simulados ATC

Caso	Tipo de falta	l	R_f	SIR_L	SIR_R	δ
ATC.1	ABC	90%	5,0	0,1	0,1	-15°
ATC.2	ABC	50 %	50,0	1,0	0,1	-30°
ATC.3	AT	50 %	0,0	0,1	0,1	-5°
ATC.4	AT	10 %	90,0	0,1	0,1	-15°
ATC.5	ABT	50 %	0,0	0,1	0,1	-15°

3.1.1 Casos ATC.1, ATC.2: Discussão sobre Situações Adversas de Curtos-Circuitos

Nas Figuras 3.2 e 3.3 ilustram as trajetórias no digrama R-X da impedância aparente vista pela unidade de impedância Z_{AT} do relé de distância de 180 km da barra 1, para o caso ATC.1 e de 100 km para o caso ATC.2. Notadamente, o lugar geométrico no diagrama R-X da impedância aparente vista pelo relé na proteção tradicional e nas estratégias propostas por Xu *et al.* (2008) e Kase *et al.* (2008) apresentaram o mesmo comportamento desde de o regime permanente de pré-falta até o regime permanente de falta, isso deve-se ao falta de ambos casos se tratar de curto-circuito trifásico onde há uma queda de tensão nas três fases e consequentemente uma corrente capacitiva eliminada menor. Os casos simulados evidenciaram que o uso de estratégias que removem a corrente capacitiva não apresentam vantagens no cenário analisado frente a formulação de proteção de distância tradicional.

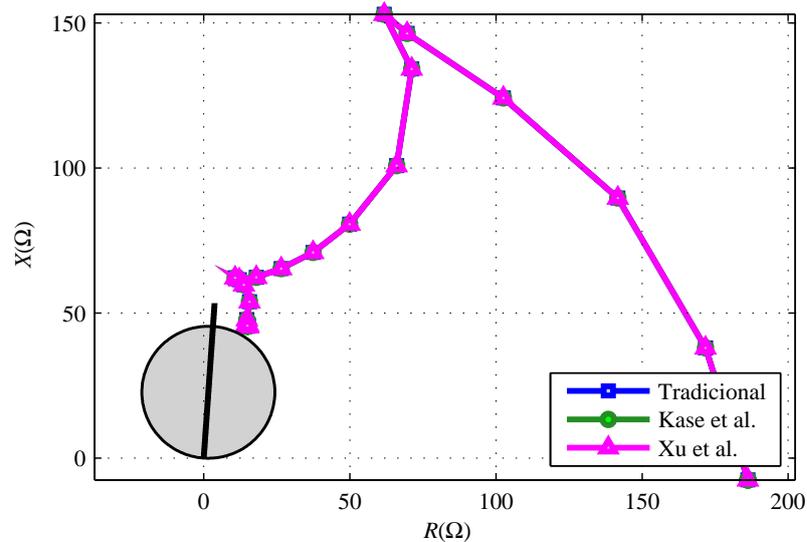


Figura 3.2. Caso ATC.1: Curvas de impedância aparente no diagrama R-X

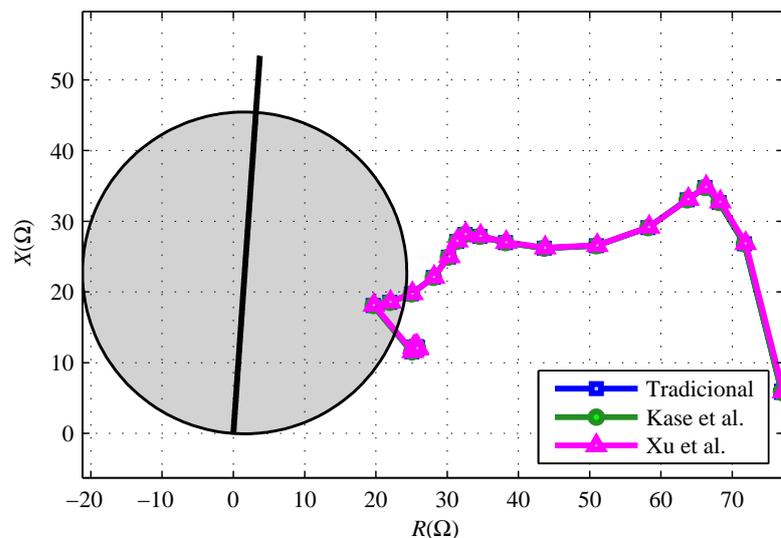


Figura 3.3. Caso ATC.2 :Curvas de impedância aparente no diagrama RX)

3.1.2 Casos ATC.3, ATC.4: Discussão sobre Situações Adversas de Curtos-Circuitos

Nas Figuras 3.4 e 3.5, ilustra-se a impedância aparente vista pela unidade de impedância Z_{AT} do relé de distância, para o caso da falta monofásica na fase A. No caso ATC. 3 o sistema apresenta um carregamento baixo $\delta = -5^\circ$, trata-se de um curto em 50% da linha, com resistência de falta nula $R_f = 0$, fonte local e remota fortes $SIR_L=0,1$, $SIR_R=0,1$, a figura 3.4 mostra que os três algoritmos caem dentro da zona de atuação do relé, pois se trata de um

curto-circuito franco, o comportamento semelhantes dos algoritmos deve-se ao fato de tratar de curto-circuito franco onde a tensão tende a zero e por consequência um corrente capacitiva eliminada menor. O caso ATC.5 o sistema apresenta um carregamento razoavelmente elevado $\delta = -15^\circ$, o curto ocorre em 10% da linha, com resistência de falta igual $R_f = 90 \Omega$ e fonte local forte $SIR_L = 0,1$, os três algoritmos comparados apresentam mesmo comportamento caindo fora da zona de operação do relé um pouco deslocado devido a impedância de falta, nota-se que não se faz necessário usar lógicas que removam a corrente capacitiva da linha já que não apresentam vantagens no cenário analisado sobre a formulação tradicional.

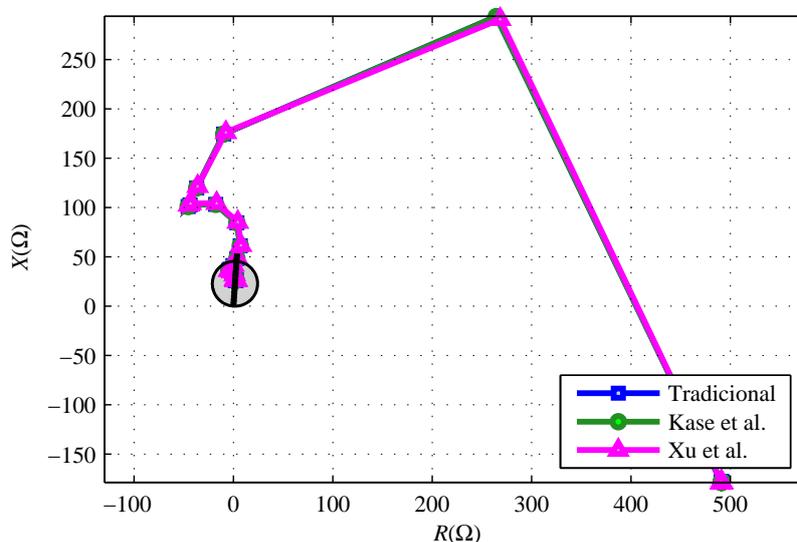


Figura 3.4. Caso ATC.3 :Curvas de impedância aparente no diagrama RX

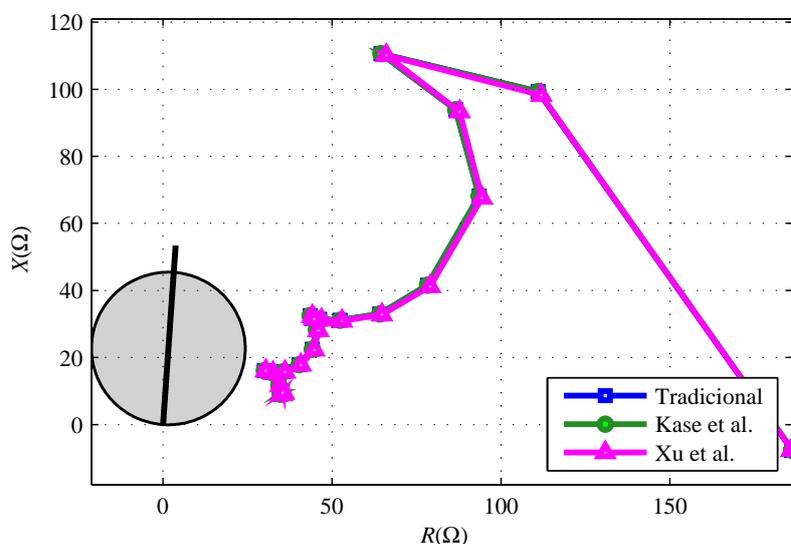


Figura 3.5. Caso ATC.4 :Curvas de impedância aparente no diagrama RX

3.1.3 Caso ATC.5: Discussão sobre Situações Adversas de Curtos-Circuitos

O último caso avaliado nessa seção mostra a trajetória da impedância aparente no diagrama R-X da unidade Z_{AT} , para um curto bifásico terra ABT, o curto está localizado a 100 km da barra 1, as fontes locais e remotas são fortes $SIR_L = 0,1$ e $SIR_R = 0,1$, carregamento relativamente pesado $\delta = -15^\circ$ e resistência de falta nula $R_f = 0$.

As estratégias propostas por Xu *et al.* (2008) e Kase *et al.* (2008) não melhoram em nada o desempenho da proteção, pelo contrário, apresentam resultados quase idênticos ao tradicional, o comportamento semelhantes dos algoritmos deve-se ao fato de tratar de curto-circuito franco onde a tensão tende a zero e por consequência um corrente capacitiva eliminada menor, observa-se também que para curtos-circuitos francos todas os algoritmos medem a impedância de sequência positiva do trecho afetado pela falta de maneira correta.

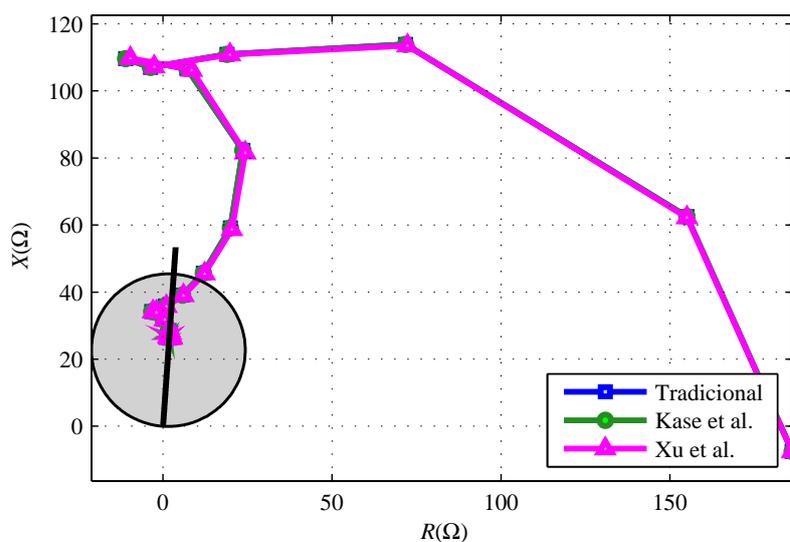


Figura 3.6. Caso ATC.5 :Curvas de impedância aparente no diagrama RX

3.2 ANÁLISE DE SENSIBILIDADE PARAMÉTRICA (ASP)

A avaliação do desempenho dos algoritmos propostos Xu *et al.* (2008) e Kase *et al.* (2008) foi realizada por meio de ASPs, considerando-se o regime permanente de falta, a fim de verificar a influência de cada uma das variáveis envolvidas no curto-circuito.

Para efetuar as ASPs, primeiramente, define-se um caso base de uma linha implementado no

ATP e configurado para fornecer as saídas desejadas no formato COMTRADE. Utiliza-se, no desenvolvimento desse caso, a rotina \$PARAMETER para parametrizar variáveis como ângulo, força das fontes, tipo de falta, resistências de falta, local de aplicação falta, entre outros. Por meio de uma planilha elaborada no software EXCEL, replica-se o caso base com alterações nas variáveis de interesse, gerando um banco de arquivos ATP para cada caso. Esses são simulados sequencialmente por meio de uma rotina .bat que automatiza a simulação. Por fim, os resultados são avaliados na função de proteção de distância.

Os parâmetros avaliados na ASP, assim como seus valores estão apresentados na Tab.3.2. Para obter observações mais abrangentes, apenas um parâmetro foi variado por vez, enquanto os outros são mantidos constantes.

Tabela 3.2. Valores atribuídos às Variáveis.

Variáveis de Simulação	Valores Adotados
Resistência de Falta (R_f)	Fase-Fase:0,5,...,15, 50. (Ω)
	Fase-Terra:0,15,...,45, 150. (Ω)
Localização de Falta (h)	0,001;1;...89,99. (% da linha)
Carregamento do Sistema (δ)	-90, -85,...,+85, +90. ($^\circ$)
Força da Fonte (SIR)	0,1; 0,2;...;0,9 e 1; 2;...; 10

Com relação aos valores estabelecidos para δ na Tabela 3.2, destaca-se que, muito embora tenham sido avaliados ângulos de carregamento no intervalo $-90^\circ < \delta < 90^\circ$, na prática tipicamente eles ficam limitados a $\pm 35^\circ$ (SAADAT, 2010). Vale ressaltar também que a variação da força da fonte é realizada separadamente para cada uma das fontes, de modo que enquanto o SIR de uma delas é variado, o da outra permanece inalterado. Além disso, a variação da força da fonte é realizada sempre considerando um mesmo valor de carregamento. Assim, as impedâncias equivalentes da fonte analisada são calculadas dependendo do valor do SIR_L e também do valor do carregamento a ser avaliado e, com base nesses parâmetros, as tensões na fonte analisada são determinadas. A variação do carregamento do sistema, é determinada fixando uma tensão a barra local igual a $1\angle 0^\circ$ p.u. e barra remota com $1\angle \delta^\circ$ p.u. O valor atribuído a δ corresponde a defasagem angular entre as tensões nas barras, fato que é possível através do controle da tensão de fontes local e remota em regime permanente. Neste trabalho são analisados 13 casos, os quais estão descritos na Tabela 3.3.

Tabela 3.3. Casos Simulados ASP

Caso	Tipo de falta	h	R_f	SIR_L	SIR_R	δ
ASP.1	ABC	10%	0,0	1,0	0,1	Varia
ASP.2	ABC	90%	0,0	0,1	0,1	Varia
ASP.3	AT	10 %	60,0	0,1	0,1	Varia
ASP.4	ABC	90 %	50,0	1,0	0,1	Varia
ASP.5	AT	10 %	Varia	1,0	0,1	-15°
ASP.6	AT	50 %	Varia	0,1	0,1	-5°
ASP.7	ABC	50 %	Varia	0,1	0,1	-5°
ASP.8	AT	Varia	0,0	0,1	0,1	-5°
ASP.9	AT	Varia	30,0	0,1	0,1	-5°
ASP.10	ABC	Varia	30,0	0,1	0,1	-30°
ASP.11	AT	50%	30,0	Varia	0,1	-5°
ASP.12	AT	50%	0,0	Varia	0,1	-30°
ASP.13	ABC	50%	10,0	Varia	0,1	-5°

3.2.1 Variação do Carregamento

Nos casos ASP.1, ASP.2, ASP.3 e ASP.4 analisa-se a influência do carregamento na correta atuação na proteção de distância. Portanto, para essas quatro situações o carregamento varia no intervalo de $-90^\circ < \delta < +90^\circ$. Para os casos ASP.1 e APS.4 a fonte local é considerada fraca $SIR_L=1,0$ e remota forte $SIR_L=0,1$ e nos casos ASP.2 e ASP.3 ambas fontes dos terminais são consideradas fortes $SIR_L=0,1$ e $SIR_L=0,1$. Foram aplicados curto-circuitos ABC nos casos ASP.1,ASP.2 e APS.4 e curto circuito AT no caso ASP.3.

No casos APS.1 ilustrados ilustrado na Figura 3.7, pode-se se perceber que o comportamento semelhantes dos algoritmos da formulação tradicional , a proposta por Xu *et al.* (2008) e Kase *et al.* (2008), tal comportamento deve-se ao fato de tratar de um curto trifásico onde há uma queda de tensão da três fases,por se tratar também de um curto franco onde a tensão tende a zero e por ter um curto-circuito em 10% da linha, ou seja um conjunto de fatores que levam a ter uma menor parcela de corrente capacitiva à ser eliminada, pode se observar que na Figura 3.7(c) o valor da corrente medida na linha é bem maior que a corrente capacitiva da linha, justificando assim o comportamento dos algoritmos removem o efeito da corrente capacitiva

da linha. No caso ASP.2 (Figura 3.8), observa-se que os algoritmos que removem a corrente capacitiva apresenta um pequena vantagem em relação a proteção tradicional, isso deve-se ao fato de o curto acontecer em 90% da linha onde a influência da corrente capacitiva é maior como mostrado na Figura 3.8(c) e também por ter uma fonte local forte onde a tensão é maior e por consequência uma corrente capacitiva maior, portanto está sendo eliminada ua parcela maior de corrente capacitiva e por isso então há um pequena diferença nos resultados dos algoritmos analisados.

Ja para o caso APS.3 (Figura 3.9) , os três algoritmos apresenta também o mesmo comportamento porém para esses casos pode-se observar um grande erro de medição da impedância aparente do sistema, esse erro causado devido a sensibilidade dos algoritmos a resistência de falta que foi inserido ao curto AT.

No caso ASP.4 (Figura 3.10) observa-se uma diferença entre os algoritmos pois se trata de um curto-circuito em 90% da linha onde há uma influência maior da corrente capacitiva (apresentado na Figura 3.10(c)), nota-se também a sensibilidade dos algoritmos a resistência de falta.

Ressalta-se que a medida aumenta o carregamento do sistema, a influência da corrente capacitiva da linha é menor. De fato, em operações com regime de carga leve, o efeito capacitivo da linha se torna predominante.

3.2.2 Variação da Resistência de Falta

Para casos ASP.5, ASP.6 e ASP.7 analisou-se a influência da resistência de falta na correta atuação na proteção de distância. Portanto, para essas quatro situações a resistência varia no

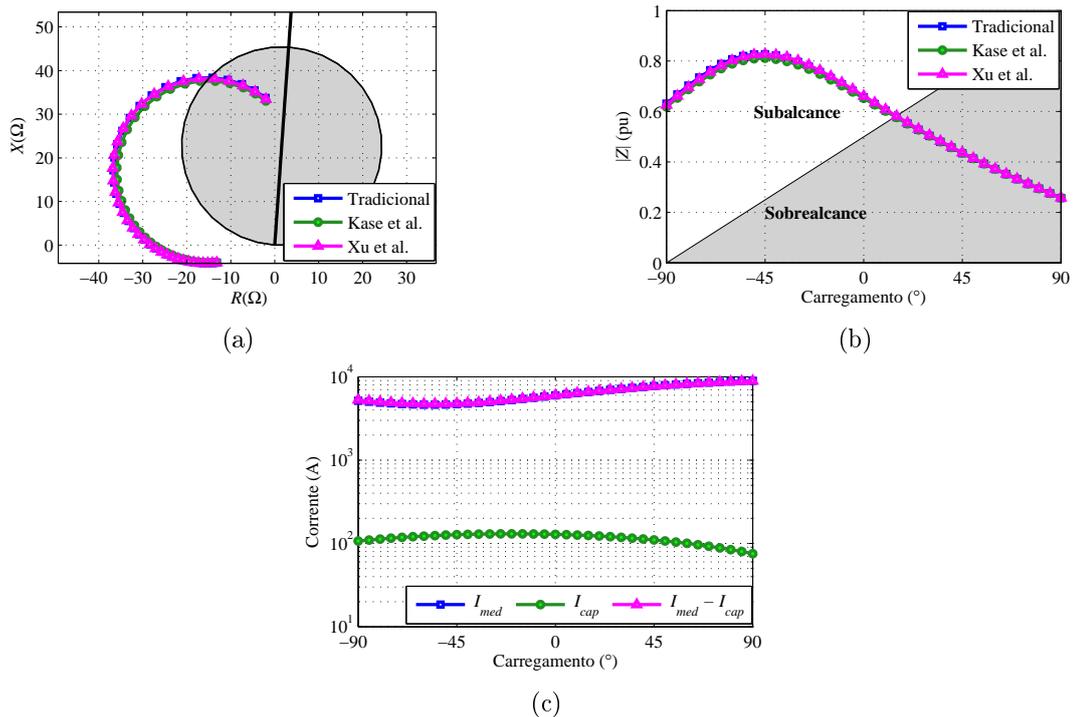


Figura 3.7. Caso ASP.1 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrecance;(c) Módulo das correntes medidas na linha.

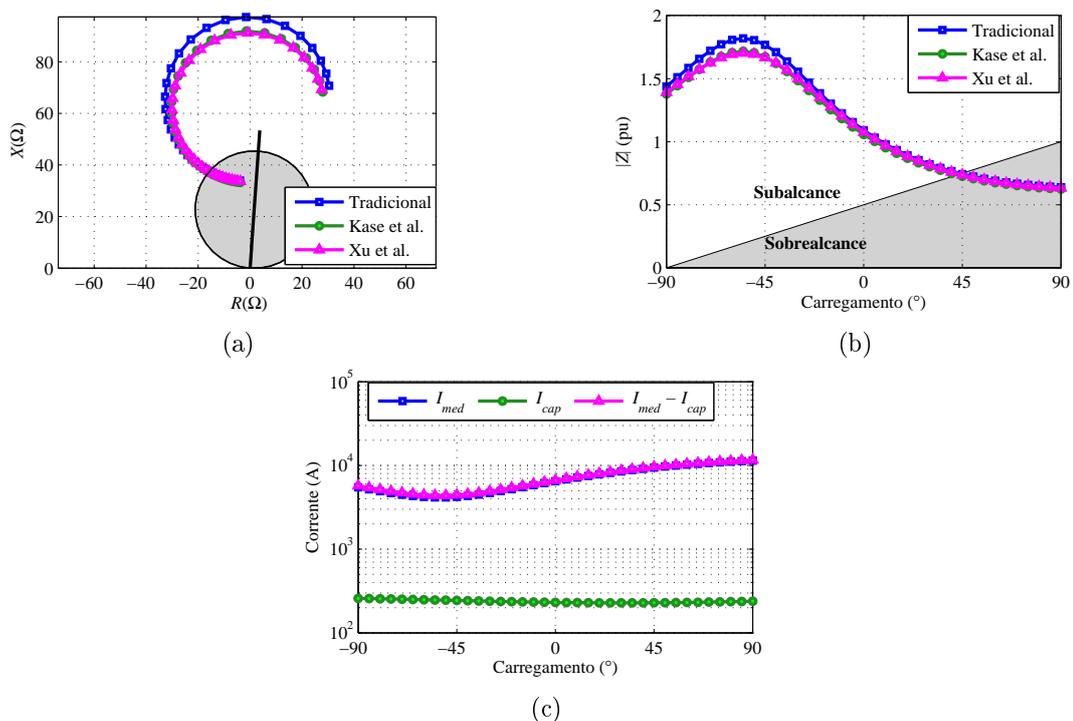


Figura 3.8. Caso ASP.2 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrecance;(c) Módulo das correntes medidas na linha.

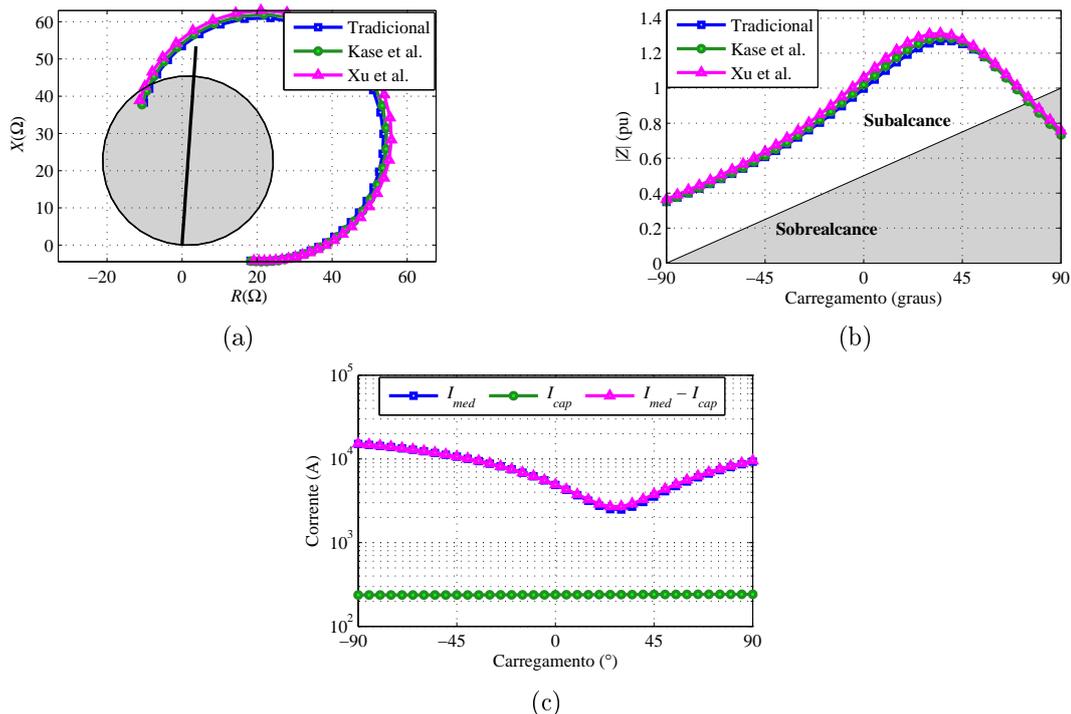


Figura 3.9. Caso ASP.3 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrecance; (c) Módulo das correntes medidas na linha.

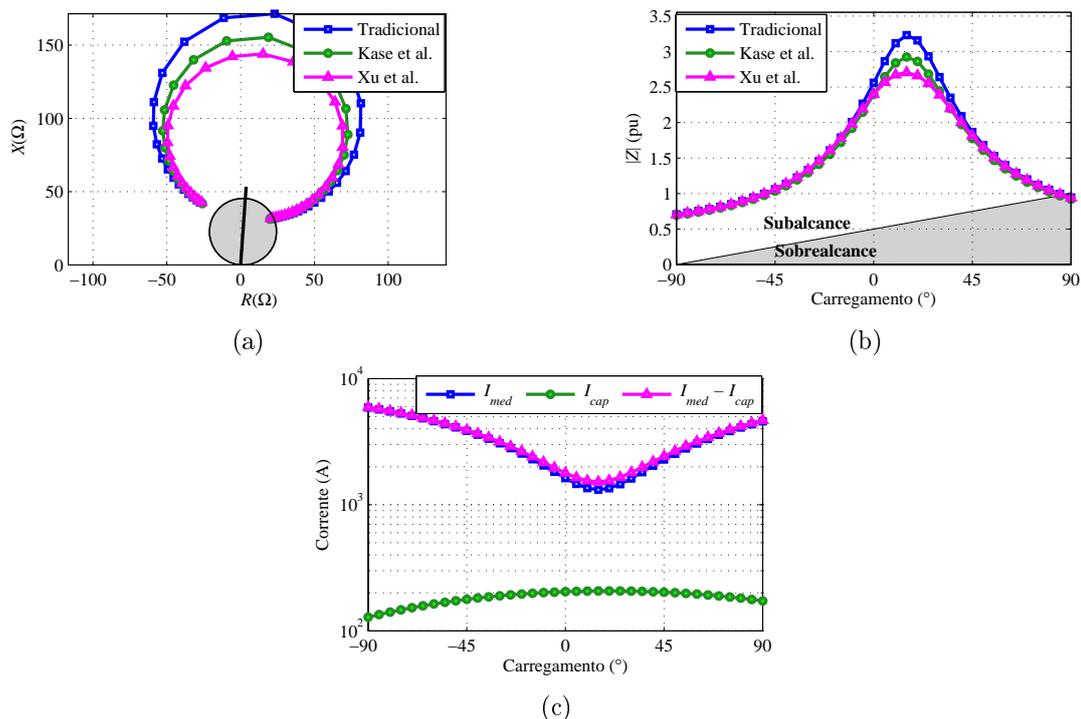


Figura 3.10. Caso ASP.4 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrecance; (c) Módulo das correntes medidas na linha.

intervalo de 0 a 150Ω em um taxa de 15Ω para curto AT e 50Ω para curtos ABC. No caso ASP.5 (Figura 3.11), a fonte do terminal local é considerada fraca $SIR_L=1,0$ e fonte remota forte $SIR_R=0,1$ para um curto localizado em 10% da linha com carregamento de $\delta = -15^\circ$.

No casos APS.6 e ASP.7 (Figuras 3.12 e 3.13), as fontes são consideradas fortes $SIR_L=0,1$ e $SIR_R=0,1$, com curto-circuitos AT e ABC respectivamente em 50% da linha e $\delta = -5^\circ$.

Para os casos ASP.5 e ASP.6, observa-se nas Figuras 3.11 e 3.12 que as estratégias de Xu *et al.* (2008) e Kase *et al.* (2008) não mostraram melhor desempenho que o método tradicional no cenário analisado. Na verdade, todos pioram seu desempenho com o aumento de R_f . Percebe-se também que para APS.6 há uma piora na medição da impedância aparente devido ao sistema ter um carregamento mais leve e apresentar uma fonte local mais forte. Nota-se nas Figuras 3.11(c) e 3.12(c) que a medida que aumenta a resistência de falta a corrente capacitiva também aumenta.

Para o caso ASP.7 pode ser notado na Figura 3.13 que o comportamento de ambas as estratégias propostas por Xu *et al.* (2008) e Kase *et al.* (2008) é praticamente igual ao da proteção de distância tradicional, pois para um curto-circuito trifásico há uma queda de tensão nas três fases, logo a corrente capacitiva eliminada é menor, como pode ser observado na Figura 3.13(c).

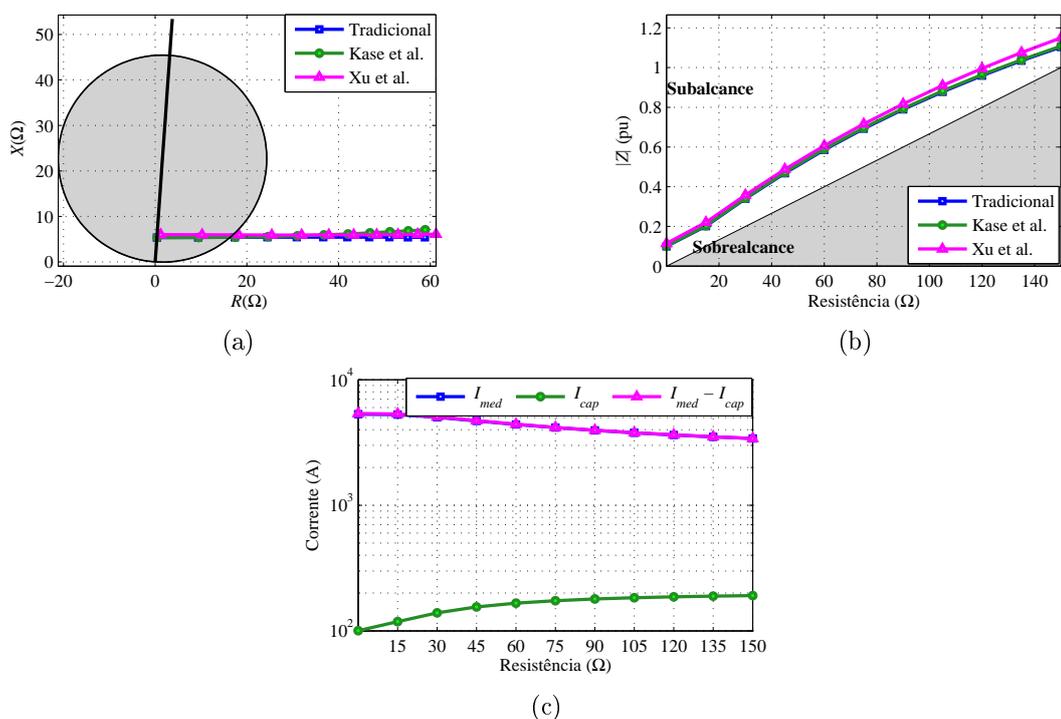


Figura 3.11. Caso ASP.5 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcance, (c) Módulo das correntes medidas na linha.

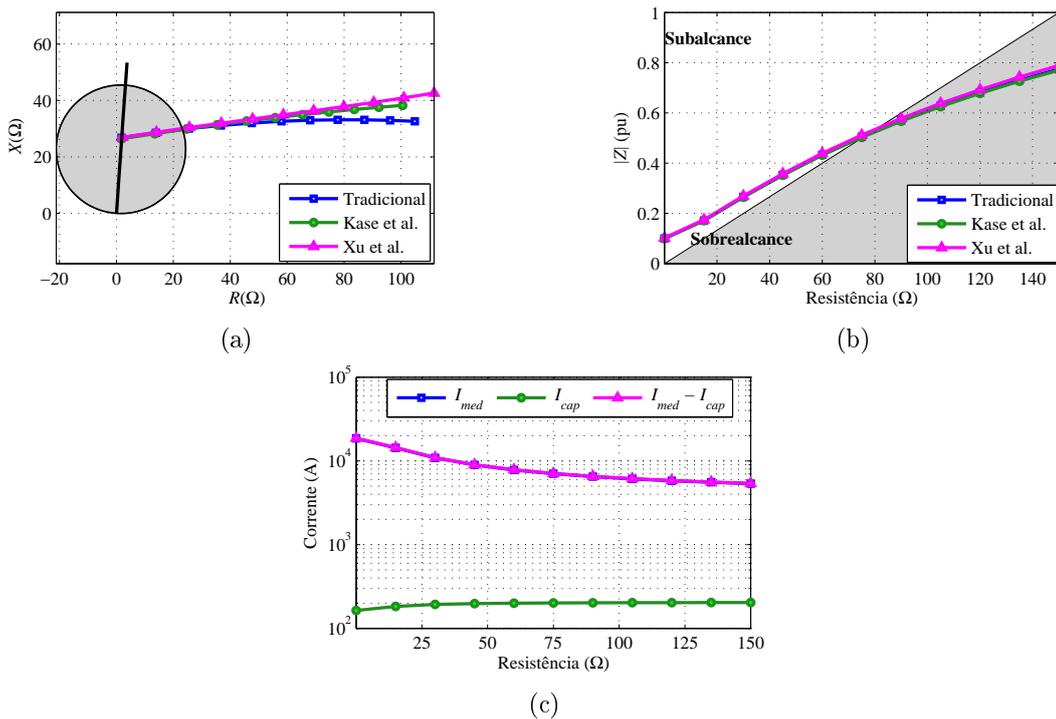


Figura 3.12. Caso ASP.6 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcançe; (c) Módulo das correntes medidas na linha.

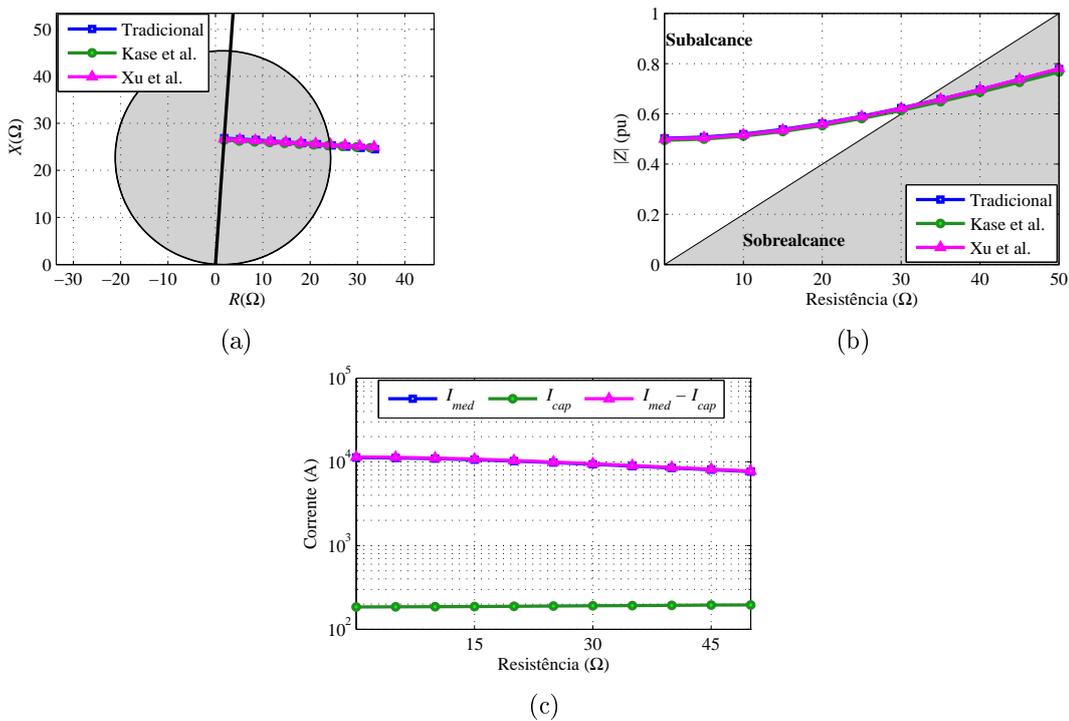


Figura 3.13. Caso ASP.7 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcançe, (c) Módulo das correntes medidas na linha.

3.2.3 Variação da Localização de Falta

Os casos ASP.8, ASP.9 e ASP.10 analisam a influência da localização da falta na proteção de distância tradicional e propostas por Xu *et al.* (2008) e Kase *et al.* (2008). Nestes casos, a localização do curto-circuito na linha variou de 1 a 99%, com um taxa de 1%. Em todos os casos foram utilizados um fonte local forte $SIR_L = 0,1$ e fonte remota forte $SIR_R = 0,1$. Para os casos ASP.8 e ASP.9 são curtos monofásico AT com carregamento de -5° e resistência de falta R_f nula e $R_f = 30 \Omega$, respectivamente. O caso ASP.10 trata de um curto trifásico ABC com carregamento pesado -30° e resistência de falta de $R_f = 30 \Omega$.

Na Figura 3.14, referente ao caso ASP.8, observa-se que os algoritmos de eliminação do efeito da corrente capacitiva propostos em Xu *et al.* (2008) e Kase *et al.* (2008) não apresentam vantagem com relação à formulação tradicional da proteção de distância para esta linha convencional, mesmo ela não considerando o efeito da corrente capacitância da linha, pois trata-se de curto-circuito franco onde a tensão tende a zero e por consequência a corrente capacitiva eliminada é menor, mostrado na Figura 3.14(c). De fato, é possível mostrar que para curtos-circuitos francos, as unidades de impedância do relé não são afetadas pelo carregamento do sistema e que para o caso de linhas curtas, essas unidades medem exatamente a impedância de sequência positiva do trecho da linha até o ponto do defeito (ANDERSON, 1999).

No caso ASP.9, fica evidente pela Figura 3.15 que as estratégias de remoção do efeito da capacitância da linha propostas em Xu *et al.* (2008) e Kase *et al.* (2008), mais uma vez não apresentam vantagens quando comparadas à proteção de distância tradicional. Nota-se um aumento do valor da impedância aparente, o que caracteriza uma situação de subalcance, devido ao curto com impedância de 30Ω , observa-se também uma maior sensibilidade a resistência de falta no algoritmo do Xu *et al.* (2008).

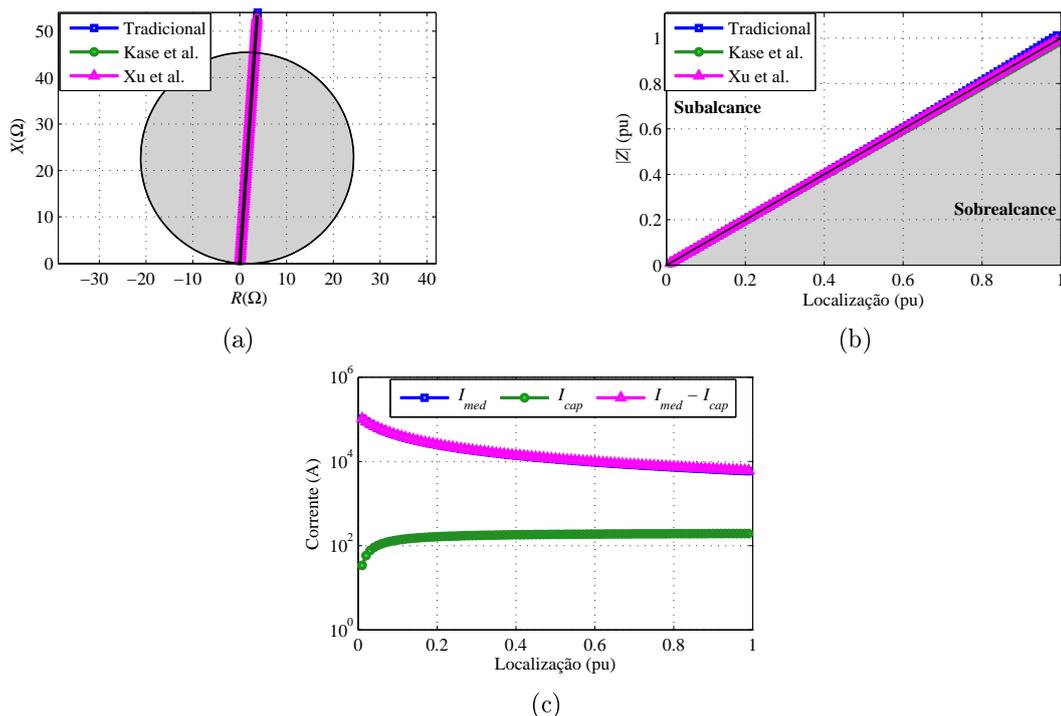


Figura 3.14. Caso ASP.8 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobre alcance; (c) Módulo das correntes medidas na linha.

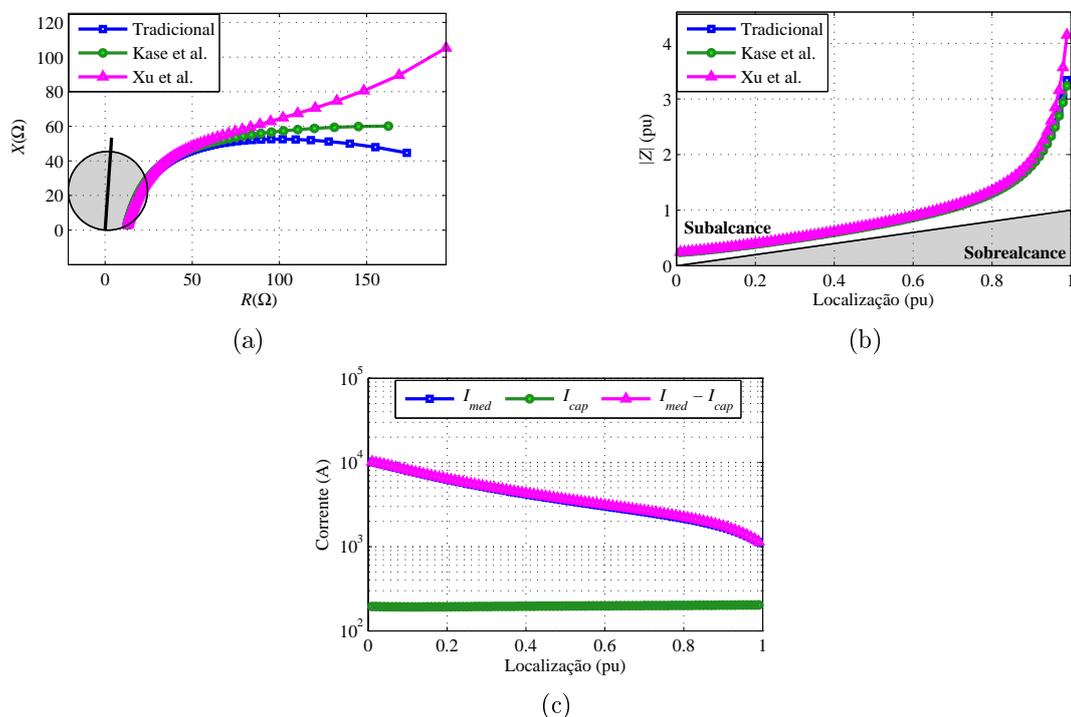


Figura 3.15. Caso ASP.9 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobre alcance; (c) Módulo das correntes medidas na linha.

Na Figura 3.16, referente ao caso ASP.10, nota-se que o comportamento de ambas as estratégias propostas por Xu *et al.* (2008) e Kase *et al.* (2008). é praticamente igual ao da proteção

de distância tradicional, pois para um curto-circuito trifásico há uma queda de tensão nas três fases, logo a corrente capacitiva eliminada é menor (Figura 3.15(c)).

3.2.4 Variação da Força da Fonte

Nos casos ASP.11, ASP.12 e ASP.13 é analisado a influência da força da fonte no qual o SIR_L varia de 0,1 a 10, os casos ASP.11 e ASP.12 tratam de um curto monofásico na fase A, em 50% da linha com resistência de falta nula $R_f=0$. Para o caso ASP.13 (Figura 3.19) foi aplicado um curto-circuito trifásico ABC também em 50% da linha com resistência de falta nula $R_f = 10 \Omega$. Ressalta-se que a variação da força da fonte é feita considerando o mesmo valor de carregamento, nos casos ASP.11 e ASP.13 $\delta=-5^\circ$ e ASP.12 $\delta = -30^\circ$. Assim, a impedância equivalente fonte analisada é calculada com base no valor de SIR_L , e assim as tensões nas fontes analisadas, a fim de manter a mesma carga durante a pré-falta.

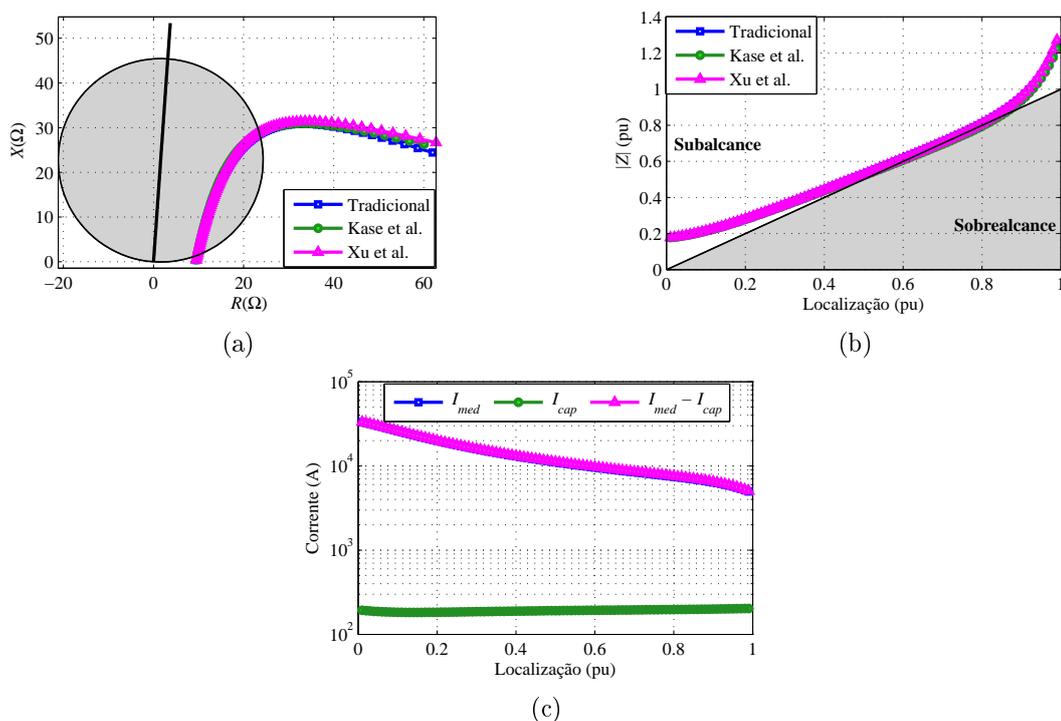


Figura 3.16. Caso ASP.10 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcance; (c) Módulo das correntes medidas na linha.

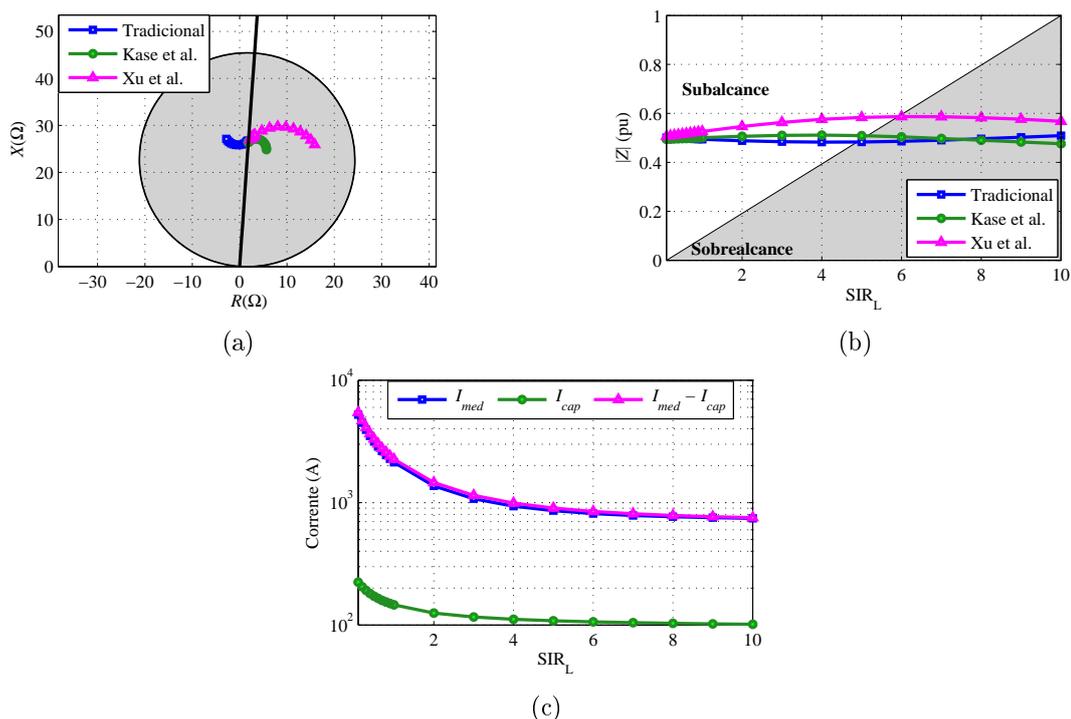


Figura 3.17. Caso ASP.11 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcance; (c) Módulo das correntes medidas na linha.

Pela análise das Figuras 3.17 e 3.18, correspondentes aos casos ASP.11 e ASP.12, respectivamente, pode-se perceber que quanto mais forte for a força da fonte SIR_L maior será sua contribuição de curto circuito. Isso ocorre pois a medida em que se aumenta o valor do SIR_L o relé se torna mais sobrealcçado, ressalta-se que o comportamento dos três algoritmos são semelhantes não evidenciando vantagens em usar as estratégias da remoção da corrente capacitiva.

O caso ASP.13 (Figura 3.19), mais um vez mostra um comportamento praticamente idêntico tanto para proteção convencional quanto para as estratégias propostas por Xu *et al.* (2008) e Kase *et al.* (2008), nota-se também a sensibilidade dos três algoritmos a resistência de falta.

Observa-se que quanto mais fraca vai ficando a fonte menor será a tensão medida pelo relé e menor será a corrente capacitiva a ser eliminada. Vale ressaltar também que em situação de fonte fraca e com carregamento pesado menor será a influência da corrente capacitiva em relação a corrente medida pelo relé de distância. Tal comportamento pode ser observado nas Figuras 3.17(c), 3.18(c) e 3.19(c).

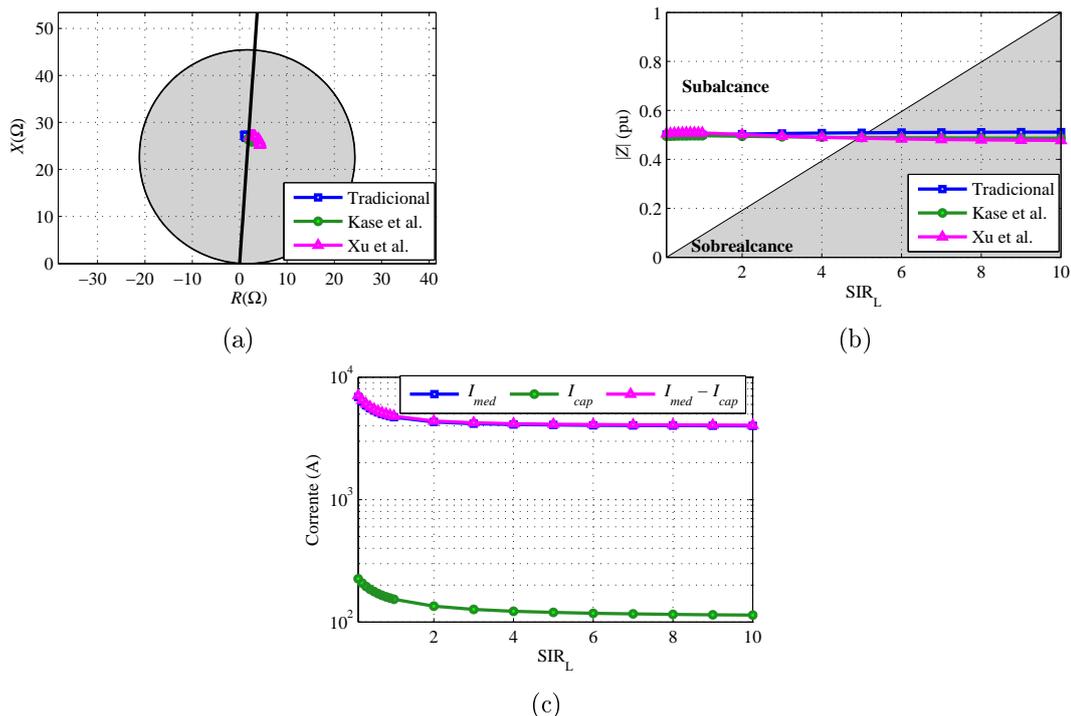


Figura 3.18. Caso ASP.12 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobre alcance; (c) Módulo das correntes medidas na linha.

3.3 SÍNTESE DO CAPÍTULO

Neste capítulo foi apresentada uma avaliação dos métodos de remoção da corrente capacitiva aplicada a proteção de distância, comparado a proteção convencional frente a diferentes condições de curto-circuito em uma linha de transmissão. Para tanto, foram descritas as ATCs - compostas por casos de curtos-circuitos, e as ASPs. Finalmente, e considerando os resultados obtidos das avaliações comparativas, descrevem-se discussões acerca da utilização das proteção distância convencional e das propostas por Xu *et al.* (2008) e Kase *et al.* (2008).

A partir da análise dos resultados obtidos, verifica-se que os algoritmos proposto por Xu *et al.* (2008) e Kase *et al.* (2008) que removem a influência da corrente capacitiva na medição da impedância aparente do relé não apresentaram grandes vantagens quando comparadas a método tradicional de proteção de distância para o caso de uma linha convencional testada neste trabalho, e ainda pode-se notar a sensibilidade dos três métodos à resistência de falta pois em todos eles consideram na sua formulação um curto-circuito franco.

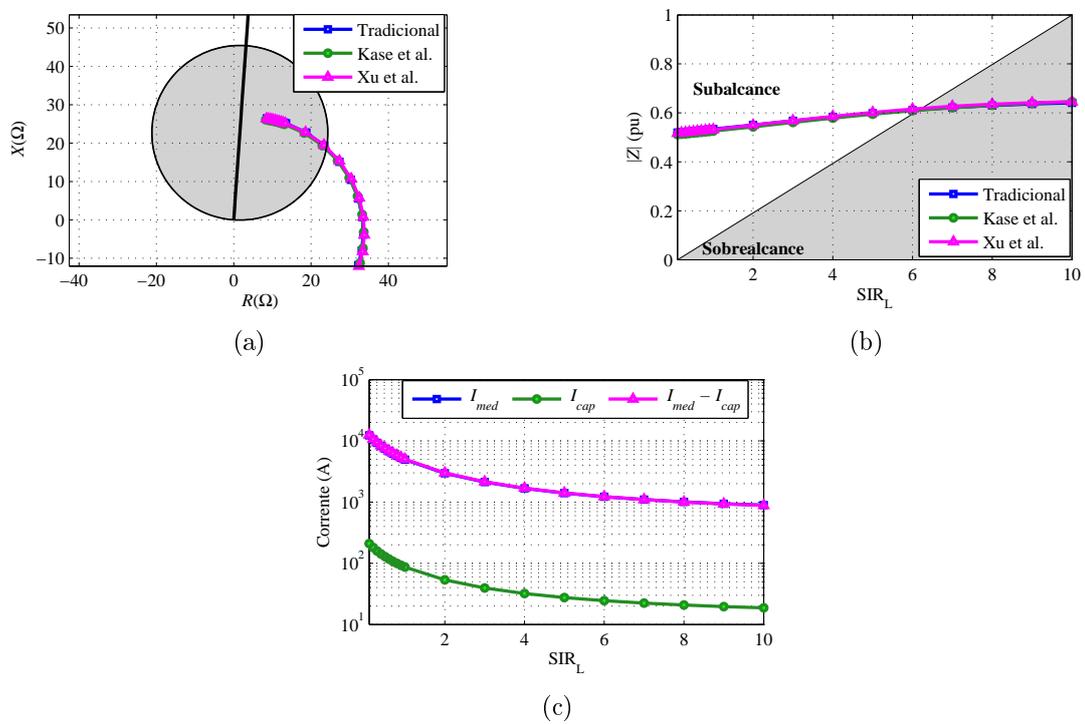


Figura 3.19. Caso ASP.13 : (a) Curvas de impedância aparente no diagrama RX ; (b) Diagrama de sub e sobrealcançe; (c) Módulo das correntes medidas na linha.

CONCLUSÕES E PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

Nesta dissertação foi avaliada, a eficácia de formulações propostas na literatura para eliminar o efeito da corrente capacitiva de linhas de transmissão, na proteção de distância.

A partir da análise dos resultados obtidos, verifica-se que as estratégias alternativas avaliadas não apresentam vantagens frente à formulação tradicional da proteção de distância, frente ao cenário analisado neste trabalho. Em parte, isso se explica pelo fato de que ambas as formulações partem da premissa de que o curto-circuito é franco, de modo que no caso de curtos-circuitos com resistência de falta diferente de zero, seu desempenho passa a ser comprometido.

Além disto, também é importante mencionar que para linhas de transmissão de extra-alta tensão e grande comprimento, para as quais o efeito da corrente capacitiva da linha é preva- lecente, tipicamente são instaladas compensações reativas na forma de reatores em derivação nos terminais da linha. Nesse caso, a corrente capacitiva da linha é, em parte, compensada, mitigando-se o seu efeito na proteção de distância, não havendo então a necessidade de usar formulação que visam mitigar os erros causado pela influência da corrente capacitiva.

Portanto, de acordo com as análises realizadas, conclui-se que, a despeito da formulação clássica da proteção de distância partir da premissa de que a linha é curta, portanto com efeito capacitivo desprezível, ela ainda mantém-se apropriada para linha longas e de extra-alta tensão com reatores shunt, que apresentam elevado valor de corrente capacitiva.

Diante do exposto e para consolidar as estratégias avaliadas, propõe-se para continuação do estudo apresentado nessa dissertação os seguintes tópicos:

- Analisar o desempenho dos algoritmos em linhas de maior tensão e maior comprimento, como é o caso de linhas de um pouco mais de meio comprimento de onda.
- Analisar o desempenho dos algoritmos em linhas de transmissão híbridas, ou seja, que compreendem estruturas aéreas com cabos nus e subterrâneas com cabos isolados.

- Avaliar o impacto do efeito da corrente capacitiva nas formulações de proteção de distância baseadas no domínio do tempo, como é o caso da função TD21 empregada pela empresa Schweitzer Engineering Laboratories (SEL) no relé T400L.
- Avaliar o desempenho do algoritmo para linhas de maior tensão e comprimento com e sem compensação reativa shunt.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ALVES, R. S. B. *Análise do Desempenho da Proteção Diferencial Aplicada às Linhas de Transmissão de Ultra-Alta Tensão*. Dissertação (Mestrado) — Universidade de Brasília, Dez. 2014. Citado na página 2.
- ANDERSON, P. M. *Power System Protection*. Piscataway, New Jersey, EUA: John Wiley & Sons Inc., 1999. Citado 5 vezes nas páginas iii, 7, 9, 24 e 45.
- BI, T. S.; YU, Y. L.; HUANG, S. F.; YANG, Q. X. An accurate compensation method of distributed capacitance current in differential protection of uhv transmission line. In: IEEE POWER ENGINEERING SOCIETY GENERAL MEETING. San Francisco, CA, US, 2005. Citado na página 2.
- COOK, V. *Analysis of Distance Protective Relaying*. [S.l.]: John Wiley & Sons, New York, USA, 1956. Citado 2 vezes nas páginas 24 e 29.
- IEEE POWER SYSTEM RELAYING COMMITTEE. *EMTP Reference Models for Transmission Line Relay Testing*. [S.l.], 2004. Citado na página 33.
- KASE, T.; KUROROSAWA, Y.; AMOH, H. Charging current compensation for distance protection. v. 23, n. 1, p. 124–131, Jan 2008. Citado 10 vezes nas páginas 4, 33, 34, 37, 39, 43, 45, 46, 48 e 49.
- MASON, C. R. *The Art and Science of Protective Relaying*. [S.l.]: Letchworth, Hertfordshire, Inglaterra: Wiley, 1985. Citado na página 21.
- PAINTHANKAR, Y. G.; BHIDE, S. R. *Fundamentals of Power System Protection*. New Delhi, India: Prentice-Hall, 2007. Citado 4 vezes nas páginas 1, 25, 26 e 28.
- ROBERTS, J.; GUZMAN, A.; SCHWEITZER, E. O. $Z=v/i$ does not make a distance relay. In: 20TH ANNUAL WESTERN PROTECTIVE RELAY CONFERENCE. Spokane, Washington, 1993. Citado 5 vezes nas páginas iii, 8, 18, 26 e 31.
- SAADAT, H. *Power System Analysis*. 3. ed. Minnesota, USA: PSA Publishing, 2010. Citado 2 vezes nas páginas 2 e 38.
- SCHWEITZER, E. O.; ROBERTS, J. *Distance Relay Element Design*. [S.l.]: Schweitzer Engineering Laboratories, Inc., Pullman, Washington USA, 1993. Citado na página 22.
- SILVA, K. M. e. *Estimação de Fasores Baseada na Transformada Wavelet para Uso na Proteção de Distância de Linhas de Transmissão*. 203 f. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) — Universidade de Campina Grande, Campina Grande, Paraíba, Brasil, abr. 2009. Citado 3 vezes nas páginas 24, 27 e 29.
- XU, Z. Y.; HUANG, S. F.; RAN, L.; LIU, J. F.; QIN, Y. L.; YANG, Q. X.; HE, J. L. A distance protection relay for a 1000-kv uhv transmission line. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 23, n. 4, p. 1795–1804, Oct 2008. ISSN 0885-8977. Citado 11 vezes nas páginas 3, 4, 33, 34, 37, 39, 43, 45, 46, 48 e 49.

ZIEGLER, G. *Numerical Distance Protection: Principles and Applications*. 2nd. ed. Berlin, Germany: Siemens, 2006. Citado 8 vezes nas páginas 2, 9, 23, 25, 26, 29, 30 e 31.