



**ANÁLISE DE SENSIBILIDADE PARAMÉTRICA DA PROTEÇÃO
DE DISTÂNCIA DE LINHAS COM COMPENSAÇÃO SÉRIE**

INA TAYANE BARBOSA TAVARES

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

**FACULDADE DE TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**

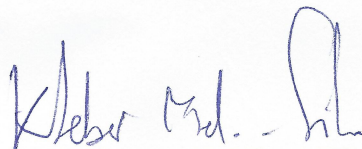
UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA

ANÁLISE DE SENSIBILIDADE PARAMÉTRICA DA PROTEÇÃO DE
DISTÂNCIA DE LINHAS COM COMPENSAÇÃO SÉRIE

INA TAYANE BARBOSA TAVARES

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 VIGOLYINO LOPES, Dr., ENE/UNB
(EXAMINADOR INTERNO)



NÚBIA SILVA DANTAS BRITO, Dr., UFCG
(EXAMINADOR EXTERNO)

Brasília, 27 de julho de 2018.

FICHA CATALOGRÁFICA

TAVARES, INA TAYANE BARBOSA

Análise de Sensibilidade Paramétrica da Proteção de Distância de Linhas com Compensação Série [Distrito Federal] 2018.

xvi, 61p., 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. Linha de Transmissão
2. Proteção de Distância
3. Compensação Série

I. ENE/FT/UnB

II. Título (série)

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

TAVARES, I. T. B. (2018). Análise de Sensibilidade Paramétrica da Proteção de Distância de Linhas com Compensação Série, Dissertação de Mestrado em Engenharia Elétrica, Publicação PPGE.TD - 707/2018, Departamento de Engenharia Elétrica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 61p.

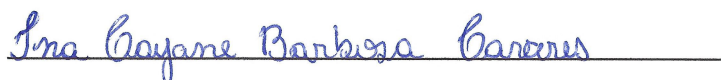
CESSÃO DE DIREITOS

NOME DA AUTORA: Ina Tayane Barbosa Tavares

TÍTULO DA DISSERTAÇÃO DE MESTRADO: Análise de Sensibilidade Paramétrica da Proteção de Distância de Linhas com Compensação Série.

GRAU/ANO: Mestre em Engenharia Elétrica/2018

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



Ina Tayane Barbosa Tavares

Departamento de Eng. Elétrica (ENE) - FT

Universidade de Brasília (UnB)

Campus Darcy Ribeiro

CEP 70919-970 - Brasília - DF - Brasil

Dedico aos meus pais, Tânia e Lourival, e à minha avó Isilene,
por todo o amor e dedicação prestados a mim.

"Não importa o que aconteça, continue a nadar."

WALTERS, GRAHAM; *Procurando Nemo*, 2003

AGRADECIMENTOS

Costumo dizer que fazer um mestrado tem sido o maior desafio da minha vida até então e chegar nesta etapa sozinha não seria possível. Portanto, aproveito esta dissertação de tamanha importância para agradecer a todos que estiveram ao meu lado.

Primeiramente, gostaria de agradecer a Deus por ter me dado forças para superar obstáculos, lutar pelos meus sonhos e concretizá-los realidade.

Agradeço ao meu orientador, professor Kleber Melo e Silva, por toda dedicação, apoio, paciência e, principalmente, por toda a humanidade que me prestou. Agradeço também ao professor Felipe Vigolvino Lopes por toda disposição em ajudar e sua grande contribuição em minha formação.

Agradeço a toda minha família. À minha mãe, Tânia, por me mostrar sempre o melhor caminho a ser seguido. Ao meu querido pai, Lourival, por todo o cuidado e preocupação com o meu desenvolvimento. Aos meus irmãos, André Victor, Tâmara e Manuella, por todo o carinho, puxões de orelha e distrações tantas vezes necessárias. À minha avó Isilene, por todo o suporte emocional. Aos meus padrinhos, José Alves e Adriane, por tantas vezes ouvirem meus desabafos. Ao meu afilhado, Robson Henrique, pelo amor de dinda. Aos meus primos, pela felicidade de fazer parte de uma família tão maravilhosa. À minha tia de coração, Luzinete Carvalho, por acreditar no meu potencial quando eu ainda era apenas uma menina.

Agradeço à minha namorada Samantha por me ouvir, aconselhar e, por muitas vezes, enxugar minhas lágrimas diante das dificuldades.

Agradeço aos amigos que fiz no mestrado, ao grupo LAPSE e, principalmente, ao clube da Luluzinha, por todo conhecimento prestado, carinho e risadas. Aos demais amigos que fiz por toda a vida, por serem a válvula de escape desta turbulenta vida de uma mestranda.

Enfim, agradeço a todos que de alguma forma colaboraram para a conclusão desta dissertação. Meu muito obrigada por me ajudarem a concretizar não só um trabalho, mas um sonho de me tornar mestre.

RESUMO

A avaliação de desempenho da proteção de distância em linhas de transmissão com compensação série é estudada. Para fazer isso, uma grande variedade de faltas foi simulada em uma linha de transmissão de 500 kV / 60 Hz com compensação série, com 400 km de extensão usando o software ATP / ATPDraw. As funções de proteção de distância foram implementadas através da característica mho polarizada por tensão de sequência positiva. Seu desempenho foi avaliado usando a análise de sensibilidade paramétrica, na qual apenas um valor de parâmetro muda de cada vez, proporcionando uma compreensão mais ampla da relação entre cada parâmetro e o desempenho da proteção. A partir dos resultados foi possível observar a influência de cada parâmetro na característica mho polarizada.

Palavras-chave: Linha de transmissão; proteção de distância; compensação série.

ABSTRACT

The performance evaluation of series compensated transmission lines distance protection is studied. In order to do so, a wide variety of faults was simulated in a 500 kV/60 Hz series compensated transmission line 400 km long using the software ATP/ATPDraw. The distance protection functions was implemented through the positive sequence voltage polarized mho characteristic. Its performance was 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 protection. From the results it was possible to observe the influence of each parameter on the polarized mho characteristic.

Keywords: Transmission line; distance protection; series compensation.

SUMÁRIO

Sumário	i
Lista de Figuras	iii
Lista de Tabelas	v
Lista de Símbolos	vi
Glossário	ix
Capítulo 1 – Introdução	1
1.1 Contextualização do Tema	1
1.2 Objetivos	3
1.3 Organização do Texto	3
1.4 Publicações	4
Capítulo 2 – Fundamentos da Proteção de Distância de LTs	5
2.1 Cálculo da Impedância Medida pelo Relé	6
2.1.1 Falta Trifásica	9
2.1.2 Falta Bifásica	11
2.1.3 Falta Bifásica-Terra	12
2.1.4 Falta Monofásica	13
2.2 Diagrama R-X e Características de Operação	15
2.2.1 Trajetória da Impedância Vista pelo Relé	17
2.3 Comparadores	17
2.3.1 Comparador Mho Autopolarizada	18
2.3.1.1 Comparador de Fase	19
2.3.2 Característica Mho Polarizada	20
2.3.2.1 Polarização por Memória de Tensão	21
2.4 Zonas de Proteção de Distância	23
Capítulo 3 – Fundamentos da Compensação Série em LTs	25
3.1 Descrição Geral da Compensação Série Fixa e seu Esquema de Proteção	26
3.1.1 Capacitores	27
3.1.2 <i>Metal Oxide Varistor</i> (MOV)	28
3.1.3 Centelhador (GAP)	29
3.1.4 Disjuntor de Desvio (<i>Bypass Circuit Breaker</i>)	29
3.1.5 Circuito Amortecedor	30
3.2 Localização da Compensação Série	30

3.3	Dimensionamento da Compensação Série	31
3.4	Compensação Série X Proteção	31
3.4.1	Ressonância Subsíncrona	32
3.4.2	Impedâncias de Fase Desbalanceadas	32
3.4.3	Inversão da Corrente	33
3.4.4	Inversão da Tensão	34
Capítulo 4 – Revisão Bibliográfica		36
4.1	Revisão sobre a Proteção de Distância em Linhas Compensadas	36
Capítulo 5 – Metodologia		40
5.1	Sistema Elétrico Modelado	40
5.1.1	Atuação do GAP	45
5.2	Algoritmo do Relé de Proteção de Distância Mho Polarizada por Memória de Tensão	47
Capítulo 6 – Apresentação e Análise dos Resultados		49
6.1	Análise Transitória de Curto-circuito (ATC)	49
6.2	Análise de Sensibilidade Paramétrica (ASP)	50
6.2.1	Caso 1: Curto-circuito monofásico na fase A variando a localização da falta	51
6.2.2	Caso 2: Curto-circuito monofásico na fase A com resistência de falta para a terra de $R_f = 50 \Omega$ variando a localização da falta	52
6.2.3	Caso 3: Curto-circuito monofásico na fase A em 10% da linha variando a resistência de falta para a terra	52
6.2.4	Caso 4: Curto-circuito bifásico entre as fases A e B em 50% da linha variando a resistência de falta	53
6.2.5	Caso 5: Curto-circuito bifásico-terra entre as fases A e B em 50% da linha variando a força da fonte local	54
6.2.6	Caso 6: Curto-circuito monofásico na fase A com resistência de falta para a terra de $R_f = 50 \Omega$ variando o carregamento	55
Capítulo 7 – Conclusões		57
Referências Bibliográficas		59

LISTA DE FIGURAS

1.1	Sistema de Transmissão - Horizonte 2017 (ONS, 2018c).	2
2.1	Diagrama unifilar de um circuito trifásico com uma falta aplicada no ponto F. . .	7
2.2	Diagramas unifilares de sequência zero, positiva e negativa.	9
2.3	Circuitos de sequência para uma falta trifásica.	10
2.4	Circuitos de sequência para uma falta bifásica entre as fases B e C.	11
2.5	Circuitos de sequência para uma falta bifásica para a terra entre as fases B e C. .	13
2.6	Circuitos de sequência para uma falta monofásica na fase A.	14
2.7	Diagrama R-X.	16
2.8	Falta resistiva no diagrama R-X.	16
2.9	Geometria das características de operação do relé no diagrama R-X: (a) Impedância; (b) Retângulo; (c) Mho; (d) Elipse; (e) Blinder; (f) Reatância; (g) Resistência	17
2.10	Trajetória da impedância vista pelo relé para a característica: (a) quadrilateral; (b) mho.	18
2.11	Representação da característica mho no plano R-X (SILVA, 2009).	19
2.12	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 (SILVA, 2009).	20
2.13	Representação das zonas de proteção de distância (SILVA, 2009).	23
2.14	Representação das zonas de proteção de distância no diagrama R-X (SILVA, 2009).	24
3.1	Potência transmitida em uma LT.	25
3.2	Representação de uma compensação série fixa (OLIVEIRA, 2007).	27
3.3	Fotografia de uma CSF instalada (OLIVEIRA, 2007).	27
3.4	Corrente com sentido normal em LT compensada.	33
3.5	Inversão de corrente em LT compensada.	33
3.6	Tensão com sentido normal em LT compensada.	34

3.7	Inversão de tensão em LT compensada.	34
5.1	Modelo do sistema elétrico com compensação série.	40
5.2	Banco de capacitores série da fase A: (a) arranjo implementado, (b) blocos na MODELS que implementam a lógica de controle do GAP.	44
5.3	Gráficos do MOV para curto-circuito AT em 10% da LT: (a) TRIP; (b) Corrente; (c) Energia.	46
5.4	Gráficos do MOV para curto-circuito AT em 20% da LT: (a) TRIP; (b) Corrente; (c) Energia.	47
6.1	Resultados da ATC vistos do terminal local: (a) comparador de fase mho polarizado, (b) atuação do GAP.	50
6.2	Resultados do Caso 1 vistos do terminal local: (a) comparador de fase mho polarizado, (b) atuação do GAP.	51
6.3	Resultados do Caso 2 vistos do terminal local: (a) comparador de fase mho polarizado, (b) atuação do GAP.	52
6.4	Resultados do Caso 3 vistos do terminal local: (a) comparador de fase mho polarizado, (b) atuação do GAP.	53
6.5	Resultados do Caso 4 vistos do terminal local: (a) comparador de fase mho polarizado, (b) atuação do GAP.	54
6.6	Resultados do Caso 5 vistos do terminal local: (a) comparador de fase mho polarizado, (b) atuação do GAP.	55
6.7	Resultados do Caso 6 vistos do terminal local: (a) comparador de fase mho polarizado, (b) atuação do GAP.	56

LISTA DE TABELAS

2.1	Grandezas de entrada do relé de distância	8
5.1	Dados da LT.	42
5.2	Dados dos equivalentes de Thévenin.	43
5.3	Curva característica do MOV.	45
5.4	Limiar de energia e corrente absorvidas pelo MOV para disparo dos GAPs. . . .	45
6.1	Casos simulados na ASP.	50

LISTA DE SÍMBOLOS

a	Operador complexo $1\angle 120^\circ$.
C	Fator de distribuição de correntes.
$Erro$	Erro de medição.
f	Frequência fundamental.
f_r	Frequência de ressonância.
h	Porcentagem da linha do relé ao local da falta.
$H(s)$	Função de transferência no domínio-s.
$H(z)$	Função de transferência no domínio-z.
i	Índice.
\hat{I}	Corrente.
\hat{I}_a	Corrente da fase A.
\hat{I}_b	Corrente da fase B.
\hat{I}_c	Corrente da fase C.
\hat{I}_F	Corrente de falta.
\hat{I}_R	Corrente vista pelo relé.
\hat{I}_0	Corrente de sequência zero.
\hat{I}_1	Corrente de sequência positiva.
\hat{I}_2	Corrente de sequência negativa.
k	k -ésimo instante de amostragem.

K	Grau de compensação.
K_0	Fator de compensação de sequência zero.
M	Constante de decaimento em número de ciclos.
N	Número de amostras por ciclo.
P	Potência transferida entre as barras M e N.
R	Resistência.
\hat{R}_R	Resistência medida pelo relé.
\hat{V}	Tensão.
\hat{V}_a	Tensão da fase A.
\hat{V}_b	Tensão da fase B.
\hat{V}_c	Tensão da fase C.
\hat{V}_F	Tensão de falta.
\hat{V}_M	Tensão da fonte M.
\hat{V}_N	Tensão da fonte N.
\hat{V}_{op}	Tensão de operação.
\hat{V}_{pol}	Tensão de polarização.
\hat{V}_R	Tensão vista pelo relé.
\hat{V}_0	Tensão de sequência zero.
\hat{V}_1	Tensão de sequência positiva.
\hat{V}_{1m}	Tensão de sequência positiva memorizado.
\hat{V}_2	Tensão de sequência negativa.
X	Reatância.
X_C	Reatância capacitiva de compensação.

X_L	Reatância série da LT.
\hat{X}_M	Reatância indutiva da fonte M.
\hat{X}_R	Reatância medida pelo relé.
\hat{Z}	Impedância.
\hat{Z}_{AB}	Unidade de impedância do relé tipo fase-fase AB.
\hat{Z}_{AT}	Unidade de impedância do relé tipo fase-terra AT.
\hat{Z}_{BC}	Unidade de impedância do relé tipo fase-fase BC.
\hat{Z}_{BT}	Unidade de impedância do relé tipo fase-terra BT.
\hat{Z}_{CA}	Unidade de impedância do relé tipo fase-fase CA.
\hat{Z}_{CT}	Unidade de impedância do relé tipo fase-terra CT.
\hat{Z}_F	Impedância de falta.
\hat{Z}_L	Impedância da linha.
\hat{Z}_{L0}	Impedância de sequência zero da linha.
\hat{Z}_{L1}	Impedância de sequência positiva da linha.
\hat{Z}_{L2}	Impedância de sequência negativa da linha.
\hat{Z}_M	Impedância da fonte M.
\hat{Z}_N	Impedância da fonte N.
\hat{Z}_R	Impedância medida pelo relé.
τ	Ângulo de projeto da característica.
τ_d	Constante de tempo de decaimento da resposta transitória.
θ	Ângulo de fase.
ϕ	Diferença das fases dos fasores \hat{V}_{op} e \hat{V}_{pol} .
δ	Defasagem angular entre as tensões das barras M e N.
Δt	intervalo de amostragem.

GLOSSÁRIO

ANEEL	Agência Nacional de Energia Elétrica
ATP	<i>Alternative Transients Program</i>
ATC	Análise Transitória de Curto-Circuito
ASP	Análise de Sensibilidade Paramétrica
BCS	Banco de Capacitores Série
CC	Corrente Contínua
CS	Compensação Série
CSC	Compensação Série Controlada
CSF	Compensação Série Fixa
DFT	<i>Digital Fourier Transform</i>
EMTP	<i>Electromagnetic Transients Program</i>
EMTDC	<i>Electromagnetic Transients including DC</i>
FACTS	<i>Flexible AC Transmission Systems</i>
GAP	<i>Global Positioning System</i>
IEEE	<i>Institute of Electrical and Electronics Engineers</i>
LT	Linha de Transmissão
MOV	<i>Metal Oxide Varistor</i>
ONS	Operador Nacional do Sistema Elétrico
PSCAD	<i>Power Systems Computer Aided Design</i>
SIN	Sistema Interligado Nacional

SIR	<i>Source Impedance Ratio</i>
TC	Transformador de Corrente
TCSC	<i>Thyristor-Controlled Series Capacitors</i>
TP	Transformador de Potencial
TPC	Transformador de Potencial Capacitivo
TRT	Tensão de Reestabelecimento Transitória

1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO DO TEMA

O sistema de produção e transmissão de energia elétrica do Brasil é um sistema de grande porte, com predominância de geração por usinas hidrelétricas e com múltiplos proprietários. O Sistema Interligado Nacional (SIN) é constituído por quatro subsistemas: Sul, Sudeste/Centro-Oeste, Nordeste e a maior parte da região Norte (ONS, 2018a). A interconexão dos subsistemas do SIN propicia a transferência de energia entre os mesmos, permite a obtenção de ganhos sinérgicos e explora a diversidade entre os regimes hidrológicos das bacias. Esse intercâmbio energético entre os subsistemas é feito por meio da malha de transmissão do SIN, principalmente constituída pelas linhas de transmissão (LTs).

Ao se pensar nessa interligação para transporte de energia elétrica entre as regiões e nas dimensões continentais do país, é possível se ter uma ideia da imensidão de seu sistema de transmissão, conforme mostrado na Figura 1.1. São mais de 130.000 km de LTs, dentre as quais, várias têm comprimento entre 300 e 400 km (ONS, 2018a).

Por se estenderem por longas distâncias e estarem sujeitas à uma grande diversidade de climas e ambientes, dentre os componentes de um sistema elétrico de potência, as LTs são os mais susceptíveis às faltas, sendo responsável por cerca de 76% dos desligamentos forçados no SIN em 2017 (ANEEL, 2017). Estas faltas podem ser causadas por diversos fatores, como por exemplo: descarga atmosférica, quebra dos condutores, falha no isolamento, descarga elétrica, vandalismo, ramos de árvores, queimadas, etc (ANDERSON, 1999).

Com o intuito de mitigar danos aos equipamentos e evitar a propagação de *blackouts* de grandes proporções, é preciso utilizar um sistema de proteção para as LTs que possa garantir seletividade, confiabilidade e velocidade em sua atuação (ANDERSON, 1999).

Em sistemas de transmissão de longa distância, é comum o uso de compensação série, visando

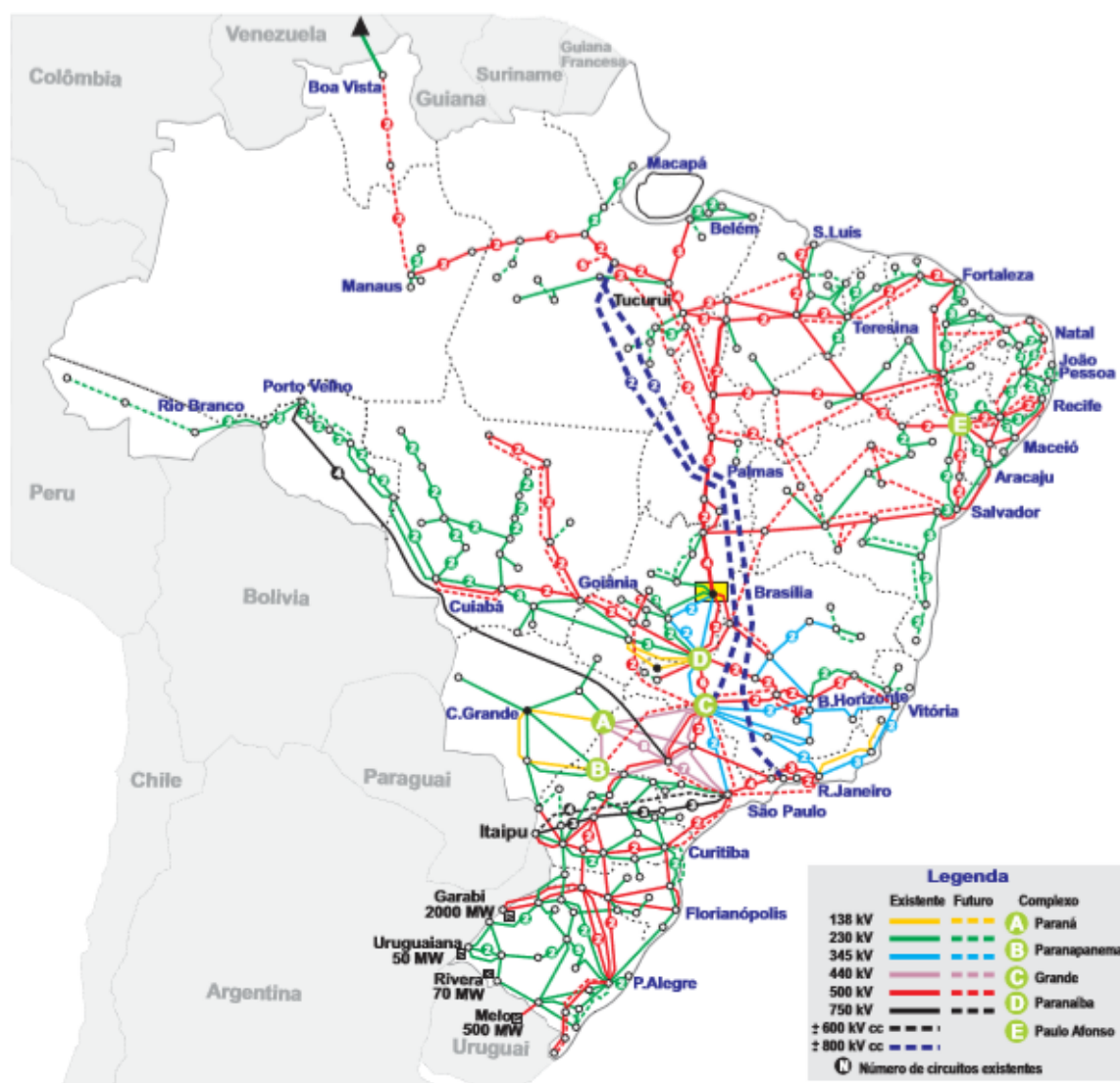


Figura 1.1. Sistema de Transmissão - Horizonte 2017 (ONS, 2018c).

aumento da capacidade de transferência de potência e da margem de estabilidade eletromecânica, melhoraria da regulação da tensão e redução de perdas (ANDERSON; FARMER, 1996).

Dentre as proteções de LTs, o tipo mais empregado é a proteção de distância. Para linhas compensadas, alguns aspectos importantes devem ser considerados, por exemplo: inversão de corrente ou tensão e redução da reatância de falta. Para que não se perca, como consequência, a confiabilidade e seletividade do sistema de proteção (ZIEGLER, 2011).

A fim de um melhor entendimento da complexidade do funcionamento da proteção de uma LT compensada, este trabalho apresenta a análise de sensibilidade paramétrica (ASP) da proteção de distância de uma LT de 400 km e 500 kV/60 Hz com compensação série. Para tanto, a função de distância foi implementada considerando a característica mho polarizada por memó-

ria de tensão de sequência positiva. Na ASP, foram variados a resistência e localização de falta, o carregamento do sistema e a força das fontes. Dessa forma, é possível verificar a influência de cada um desses parâmetros de forma individual no desempenho da proteção de distância.

1.2 OBJETIVOS

O objetivo principal desta dissertação é avaliar a proteção de distância por característica mho polarizada via memória de tensão de sequência positiva para LTs com compensação série fixa. Sendo os objetivos específicos:

- Revisar os fundamentos da proteção de distância por característica mho polarizada via memória de tensão aplicada em LTs de alta tensão;
- Modelar um sistema simplificado com compensação série para simular curtos-circuitos de forma a realizar uma análise de sensibilidade paramétrica;
- Avaliar e selecionar os resultados que melhor acrescentam para o estudo acadêmico.

1.3 ORGANIZAÇÃO DO TEXTO

Esta dissertação está organizada de acordo com a seguinte estrutura:

- No Capítulo 2, abordam-se os conceitos da proteção de distância para LTs, os quais servem de apoio para melhor entendimento do trabalho;
- No Capítulo 3, faz-se uma fundamentação a respeito da compensação série em LTs, contribuindo para melhor compreensão do tema de estudo;
- No Capítulo 4, realiza-se revisão bibliográfica sobre a atuação da proteção de distância em LTs com compensação série;
- No Capítulo 5, integra-se a apresentação e análise de resultados das simulações realizadas por meio do software *Alternative Transients Program* (ATP), nas quais foram consideradas uma grande variedade de falhas em uma LT com compensação série. Inicialmente,

apresenta-se as formas de atuação da proteção dos bancos de capacitores; posteriormente, são feitas análises de sensibilidade paramétrica, que permitem maior compreensão da influência de cada parâmetro no desempenho da proteção;

- Por fim, no Capítulo 6, apresenta-se as conclusões do estudo.

1.4 PUBLICAÇÕES

Os estudos realizados para a elaboração desta dissertação resultaram nos artigos:

- TAVARES, I. T. B.; SILVA, S. P. O.; SILVA, K. M. Parametric Sensitivity Analysis of Series Compensated Transmission Lines Protection. In: Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos (VII SBSE). Niterói-RJ, Brasil, 2018²;
- SILVA, S. P. O.; TAVARES, I. T. B.; SILVA, K. M. On Evaluating the Effect of Transmission Lines Capacitive Current on Distance Protection. In: Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos (VII SBSE). Niterói-RJ, Brasil, 2018;
- ALMEIDA, M. L. S.; TAVARES, I. T. B.; MARÇAL, V. P.; SILVA, K. M. Aplicação da Proteção Diferencial Baseada no Plano Alfa de Potências Complexas em uma Linha de Transmissão Compensada. In: Congresso Brasileiro de Automática (XXII CBA). João Pessoa-PB, Brasil, 2018³.

²Publicação vencedora do Prêmio ENEL Mulheres na Engenharia no evento SBSE, que ocorreu em maio de 2018 na cidade de Niterói-RJ, como melhor artigo feminino.

³Publicação aceita, porém o XXII CBA só ocorrerá em setembro de 2018.

CAPÍTULO 2

FUNDAMENTOS DA PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA DE LTS

Realizada por meio de sensores alocados estrategicamente, chamados relés, a proteção do sistema elétrico de potência atua, isolando o defeito do restante do sistema quando há perturbações ou defeitos que sensibilize o relé (KINDERMANN, 2005). A principal função de um sistema de proteção é detectar a falha e assegurar a desconexão das partes afetadas de maneira rápida e apropriada, 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: capacidade 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 proteção máxima ao menor custo;
- Simplicidade: característica que considera a utilização mínima de equipamentos e circuitos na execução da proteção;
- 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.

Os relés são os elementos mais importantes do sistema de proteção, pois são eles que "vi-

giam"continuamente as condições de operação do sistema elétrico (KINDERMANN, 2005). Com o avanço da microeletrônica, surgiram os relés microprocessados ou digitais, que diferem dos relés eletromecânicos e estáticos por apresentarem a seguintes vantagens:

- A flexibilidade na programação 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.

Qualquer mudança na configuração da rede implicava na modificação do ajuste e coordenação dos relés de sobrecorrente, fazendo com que sempre houvessem manobras para garantir a continuidade e a qualidade do fornecimento de energia elétrica. A fim de suprir esta deficiência dos relés de sobrecorrente, criou-se o relé de distância (KINDERMANN, 2005).

Dentre as funções de proteção mais utilizadas em LTs, a proteção de distância é a mais empregada. O nome concedido a este tipo de proteção se deu pela proporcionalidade dos parâmetros medidos com a distância, daí a denominação "relé de distância", não sendo medida a distância propriamente dita, mas sim a impedância entre o relé e a falta. (KINDERMANN, 2005).

Sendo de fácil ajuste e coordenação, o relé de distância opera medindo, com auxílio de transformadores de corrente (TCs) e de potencial (TPs), a impedância, admitância ou reatância da LT até o ponto de falta (GONÇALVES, 2007).

2.1 CÁLCULO DA IMPEDÂNCIA MEDIDA PELO RELÉ

A impedância medida pelo relé de distância não se resume à elementar razão entre tensão e corrente ($Z = \frac{\hat{V}}{\hat{I}}$) de fato. Existem diversos outros fatores a serem considerados em um sistema real para que essa medição seja correta, sendo eles: fases envolvidas na falta, acoplamento

mútuo entre linhas, fontes intermediárias (*infeed* e *outfeed*), carregamento pré-falta e presença ou não da compensação série (ROBERTS *et al.*, 1993).

Durante o curto-circuito, o relé mede uma impedância aparente composta por dois termos, sendo eles:

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

em que, no primeiro termo, Z_{L1} é a impedância de sequência positiva da linha e h uma fração da linha do relé até o local da falta. No segundo termo, *Erro*, é o erro de medição devido à existência de fatores diversos, conforme mencionado anteriormente.

Usa-se a impedância de sequência positiva para este cálculo de determinação de alcance do relé, por esta estar presente em todos os curtos-circuitos (FRANCO, 2011), conforme pode ser visto nas análises apresentadas posteriormente. O *Erro* apresentado como contribuição no cálculo da reatância pode causar problemas na determinação do alcance do relé, podendo ficar subalcançado ou subrealcançado.

Para identificar quais sinais serão usados em cada unidade de impedância do relé, o diagrama unifilar de um sistema elétrico é ilustrado na Figura 2.1. Por simplicidade, considera-se que os equivalentes de cada terminal da LT são iguais.

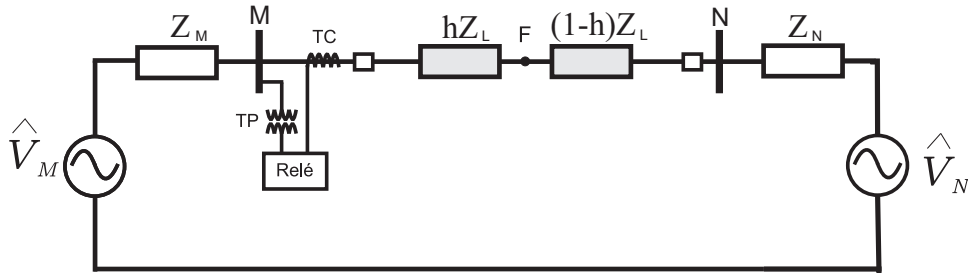


Figura 2.1. Diagrama unifilar de um circuito trifásico com uma falta aplicada no ponto F.

Sendo \hat{V}_M e \hat{V}_N as tensões das fontes M e N, respectivamente; \hat{Z}_L , \hat{Z}_M e \hat{Z}_N as impedâncias da linha e das fontes M e N, respectivamente.

A abordagem matemática que será apresentada, baseada em Silva (2018) e Gonçalves (2007), necessita da decomposição em componentes simétricas de forma a transformar o sistema de fases em seqüências. Para tanto, utiliza-se da seguinte conversão analítica para um sistema ABC:

$$\begin{bmatrix} \hat{V}_a \\ \hat{V}_b \\ \hat{V}_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{V}_0 \\ \hat{V}_1 \\ \hat{V}_2 \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

$$\begin{bmatrix} \hat{I}_a \\ \hat{I}_b \\ \hat{I}_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{I}_0 \\ \hat{I}_1 \\ \hat{I}_2 \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

sendo, \hat{V}_a , \hat{V}_b e \hat{V}_c as tensões nas fases A, B e C, respectivamente; \hat{V}_0 , \hat{V}_1 e \hat{V}_2 as tensões de sequência zero, positiva e negativa, respectivamente; \hat{I}_a , \hat{I}_b e \hat{I}_c as correntes nas fases A, B e C, respectivamente; \hat{I}_0 , \hat{I}_1 e \hat{I}_2 as correntes de sequência zero, positiva e negativa, respectivamente; e $a = 1\angle 120^\circ$, representando a defasagem de 120° .

Também, para base de cálculo, necessita-se das grandezas de entrada para as seis unidades de impedância do relé de distância, conforme apresentado na Tabela 2.1, considerando $K_0 = \frac{Z_{L0} - Z_{L1}}{3Z_{L1}}$.

Tabela 2.1. Grandezas de entrada do relé de distância

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

Sendo, Z_{AT} , Z_{BT} e Z_{CT} , as unidades de impedância do tipo fase-terra do relé de distância; Z_{AB} , Z_{BC} e Z_{CA} , as unidades de impedância do tipo fase-fase do relé de distância; K_0 o fator de compensação de sequência zero; e Z_{L0} a impedância de sequência zero da linha.

Apresenta-se na Figura 2.2, os circuitos de sequência correspondentes ao diagrama unifilar ilustrado na Figura 2.1, sendo as sequências zero, positiva e negativa representadas pelo subscrito 0, 1 e 2, respectivamente.

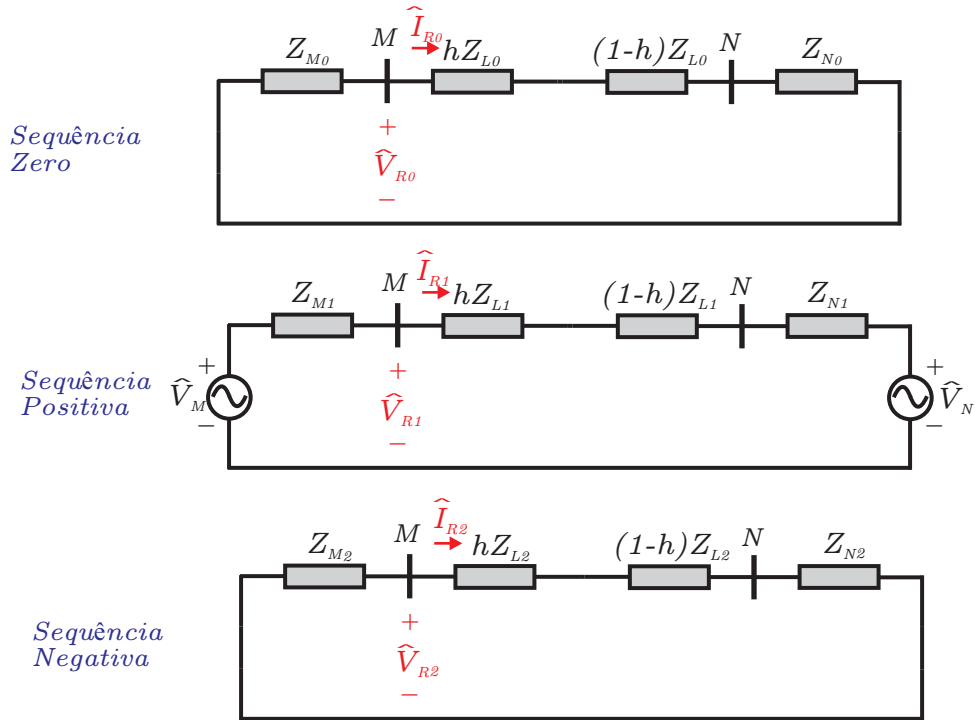


Figura 2.2. Diagramas unifilares de seqüência zero, positiva e negativa.

Sendo, \hat{V}_R e \hat{I}_R a tensão e a corrente vista pelo relé, respectivamente;

O sistema em estudo contém mais de uma fonte em sua composição, denominado sistema não-radial. Nesse tipo de estrutura, a corrente "vista" pelo relé não é equivalente à corrente de falta, devido à contribuição desta segunda fonte. Apresenta-se, na Equação (2.4), o fator de distribuição de correntes determinado pela razão entre a corrente no relé e a corrente total de falta:

$$C_i = \frac{I_{Ri}}{I_{Fi}} = \frac{(1-h)Z_{Li} + Z_{Ni}}{Z_{Mi} + Z_{Li} + Z_{Ni}}, \quad (2.4)$$

em que, o índice i pode assumir 0, 1 ou 2, representando as seqüências zero, positiva e negativa, respectivamente.

2.1.1 Falta Trifásica

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

Sendo, \hat{V}_{F1} e \hat{I}_{F1} a tensão e a corrente de seqüência positiva de falta, respectivamente; e \hat{Z}_F a impedância de falta.

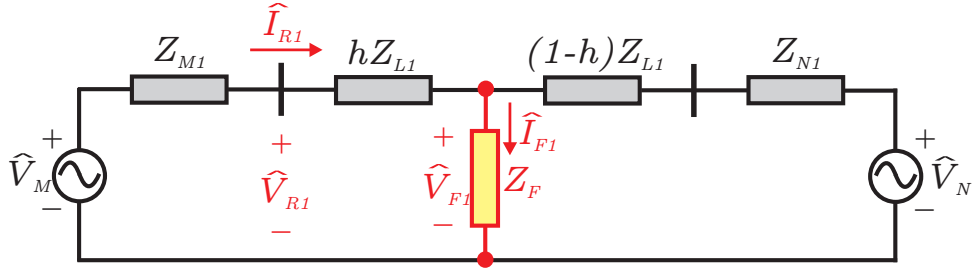


Figura 2.3. Circuitos de sequência para uma falta trifásica.

No caso de uma falta trifásica, as correntes e tensões de sequência negativa e zero são idealmente nulas:

$$\hat{I}_{R2} = \hat{I}_{R0} = 0, \quad (2.5)$$

$$\hat{V}_{R2} = \hat{V}_{R0} = 0. \quad (2.6)$$

Tendo como base o circuito da Figura 2.3, define-se a corrente e tensão de sequência positiva vista pelo relé como:

$$\hat{I}_{R1} = C_1 \hat{I}_{F1}, \quad (2.7)$$

$$\begin{aligned} \hat{V}_{R1} &= hZ_{L1} \hat{I}_{R1} + \hat{V}_{F1} \\ &= hZ_{L1} C_1 \hat{I}_{F1} + Z_F \hat{I}_{F1} \\ &= \left(hZ_{L1} + \frac{Z_F}{C_1} \right) C_1 \hat{I}_{F1}. \end{aligned} \quad (2.8)$$

Pode-se então, definir as correntes de fase, utilizando a transformação da Equação (2.3):

$$\hat{I}_A = C_1 \hat{I}_{F1}, \quad (2.9)$$

$$\hat{I}_B = a^2 C_1 \hat{I}_{F1}, \quad (2.10)$$

$$\hat{I}_C = a C_1 \hat{I}_{F1}. \quad (2.11)$$

As tensões de fase podem ser definidas utilizando a transformação da Equação (2.2):

$$\hat{V}_A = \left(hZ_{L1} + \frac{Z_F}{C_1} \right) C_1 \hat{I}_{F1}, \quad (2.12)$$

$$\hat{V}_B = \left(hZ_{L1} + \frac{Z_F}{C_1} \right) a^2 C_1 \hat{I}_{F1}, \quad (2.13)$$

$$\hat{V}_C = \left(hZ_{L1} + \frac{Z_F}{C_1} \right) a C_1 \hat{I}_{F1}. \quad (2.14)$$

A expressão da impedância pode ser descrita conforme a Equação (2.15), tomando-se a unidade \hat{Z}_{AB} como referência:

$$Z_{AB} = \frac{\hat{V}_A - \hat{V}_B}{\hat{I}_A - \hat{I}_B} = hZ_{L1} + \frac{Z_F}{C_1}. \quad (2.15)$$

2.1.2 Falta Bifásica

A análise de um caso de falta bifásica entre as fases B e C localizada a uma porcentagem h do comprimento total da linha, é realizada a partir da interligação dos circuitos de sequência ilustrado na Figura 2.4.

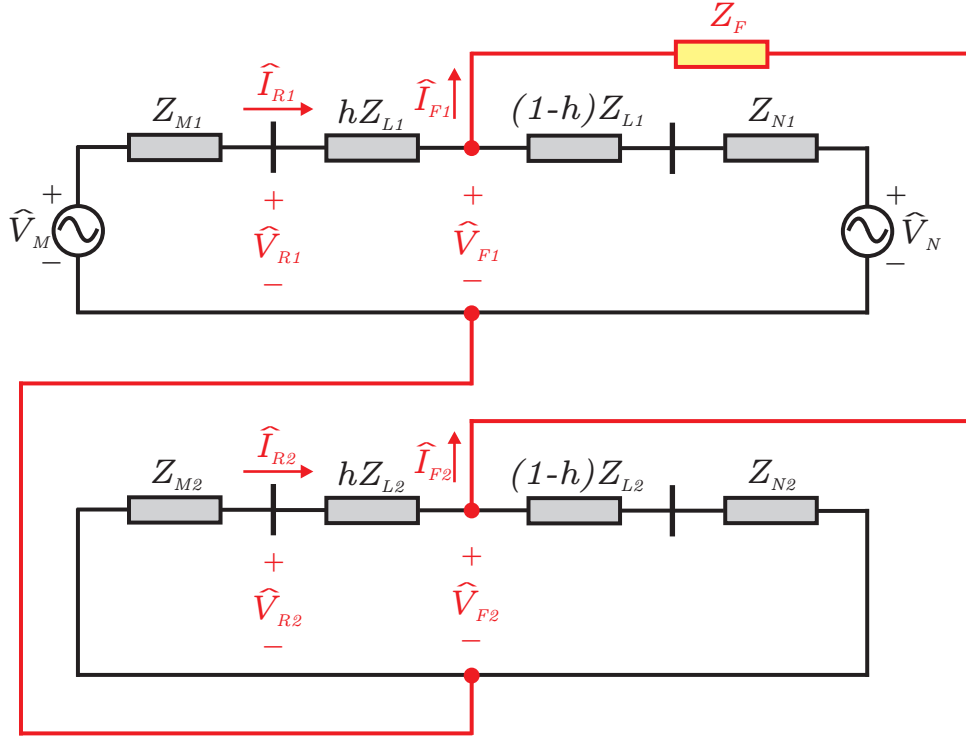


Figura 2.4. Circuitos de sequência para uma falta bifásica entre as fases B e C.

Sendo, \hat{V}_{F2} e \hat{I}_{F2} a tensão e a corrente de sequência negativa de falta, respectivamente.

Considerando que as impedâncias de sequência positiva e negativa por unidade de comprimento da linha transmissão sejam iguais, pode-se definir as tensões e correntes como:

$$\hat{I}_{F1} = -\hat{I}_{F2} \quad (2.16)$$

$$\begin{aligned} \hat{V}_{R1} &= \hat{V}_M - Z_{M1}\hat{I}_{R1} \\ &= \hat{V}_M - Z_{M1}C_1\hat{I}_{F1} \\ &= (Z_{M1}\hat{I}_{R1} + hZ_{L1}\hat{I}_{R1} + Z_F\hat{I}_{F1} - hZ_{L2}\hat{I}_{R2} - Z_{M2}\hat{I}_{R2}) - Z_{M1}\hat{I}_{R1} \\ &= hZ_{L1}C_1\hat{I}_{F1} + Z_F\hat{I}_{F1} + hZ_{L1}C_2\hat{I}_{F1} + Z_{M2}C_2\hat{I}_{F1} \\ &= [hZ_{L1}(C_1 + C_2) + Z_{M2}C_2 + Z_F]\hat{I}_{F1} \end{aligned} \quad (2.17)$$

$$\hat{V}_{R2} = -Z_{M2}\hat{I}_{R2} = Z_{M2}C_2\hat{I}_{F1} \quad (2.18)$$

Aplicando a transformação da Equação (2.2), obtêm-se as tensões no domínio de fases:

$$\begin{aligned}\hat{V}_{RB} &= a^2\hat{V}_{R1} + a\hat{V}_{R2} \\ &= a^2[hZ_{L1}(C_1 + C_2) + Z_{M2}C_2 + Z_F]\hat{I}_{F1} + aZ_{M2}C_2\hat{I}_{F1}\end{aligned}\quad (2.19)$$

$$\begin{aligned}\hat{V}_{RC} &= a\hat{V}_{R1} + a^2\hat{V}_{R2} \\ &= a[hZ_{L1}(C_1 + C_2) + Z_{M2}C_2 + Z_F]\hat{I}_{F1} + a^2Z_{M2}C_2\hat{I}_{F1}\end{aligned}\quad (2.20)$$

As correntes no domínio das fases são obtidas via Equação (2.3):

$$\hat{I}_{RB} = a^2\hat{I}_{R1} + a\hat{I}_{R2} = (a^2C_1 - aC_2)\hat{I}_{F1}\quad (2.21)$$

$$\hat{I}_{RC} = a\hat{I}_{R1} + a^2\hat{I}_{R2} = (aC_1 - a^2C_2)\hat{I}_{F1}\quad (2.22)$$

Um curto-circuito entre as fases B e C resulta na expressão de impedância:

$$Z_{BC} = \frac{\hat{V}_B - \hat{V}_C}{\hat{I}_B - \hat{I}_C} = hZ_{L1} + \frac{Z_F}{C_1 + C_2}\quad (2.23)$$

2.1.3 Falta Bifásica-Terra

Ilustra-se na Figura 2.5 a conexão dos circuitos de sequência no caso de uma falta bifásica-terra envolvendo as fases B e C.

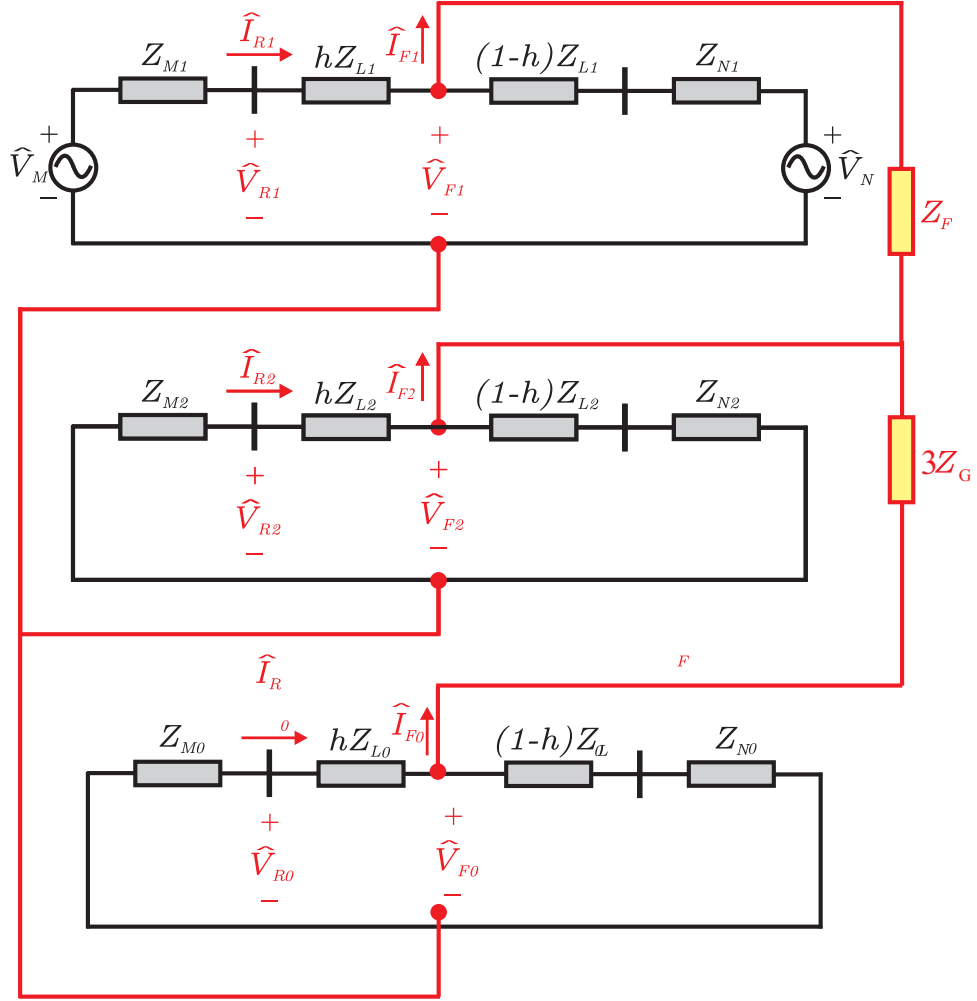


Figura 2.5. Circuitos de sequência para uma falta bifásica para a terra entre as fases B e C.

De maneira análoga ao curto-circuito bifásico, a impedância no bifásico-terra também se define pela razão da diferença entre as tensões e a diferença entre as correntes das fases de curto:

$$Z_{BC} = \frac{\hat{V}_B - \hat{V}_C}{\hat{I}_B - \hat{I}_C} = hZ_{L1} + \frac{(1+D)Z_F}{C_1 + C_2D}, \quad (2.24)$$

sendo:

$$D = \frac{Z_0 + Z_F + 3Z_G}{Z_0 + Z_2 + 2Z_F + 3Z_G}, \quad (2.25)$$

na qual, Z_F é a impedância de falta e Z_G a unidade de impedância para terra.

2.1.4 Falta Monofásica

Para uma falta monofásica, a conexão dos circuitos de sequência, considerando o curto-circuito na fase A, é indicada na Figura 2.6.

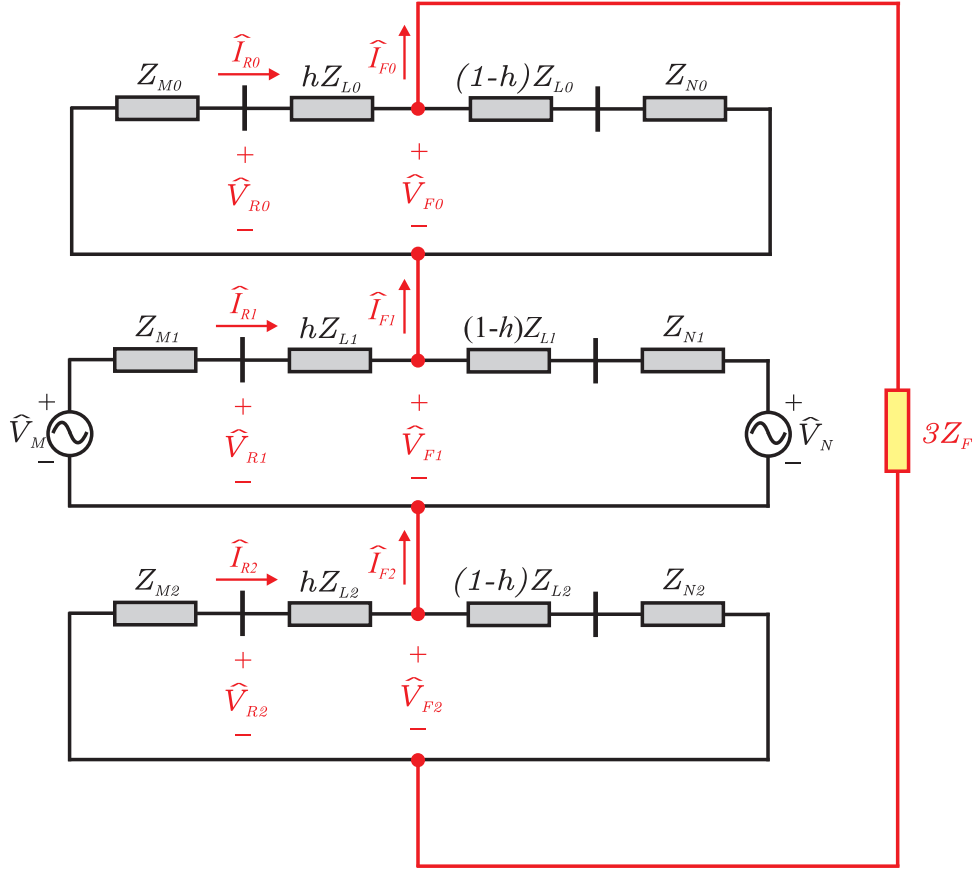


Figura 2.6. Circuitos de sequência para uma falta monofásica na fase A.

Observa-se as seguintes relações:

$$\hat{I}_{F0} = \hat{I}_{F1} = \hat{I}_{F2} = \hat{I}_F \quad (2.26)$$

$$\hat{V}_{F0} + \hat{V}_{F1} + \hat{V}_{F2} = 3Z_F \hat{I}_F \quad (2.27)$$

$$\hat{V}_{R0} = -Z_{M0} \hat{I}_{R0} = -Z_{M0} C_0 \hat{I}_F \quad (2.28)$$

$$\begin{aligned} \hat{V}_{R1} &= \hat{V}_M - Z_{M1} \hat{I}_{R1} \\ &= (Z_{M1} \hat{I}_{R1} + hZ_{L1} \hat{I}_{R1} + Z_{M0} \hat{I}_{R0} + hZ_{L0} \hat{I}_{R0} + 3Z_F \hat{I}_F + Z_{M2} \hat{I}_{R2} + hZ_{L2} \hat{I}_{R2}) - Z_{M1} \hat{I}_{R1} \\ &= hZ_{L1} C_1 \hat{I}_F + Z_{M0} C_0 \hat{I}_F + hZ_{L0} C_0 \hat{I}_F + 3Z_F \hat{I}_F + Z_{M2} C_2 \hat{I}_F + hZ_{L2} C_2 \hat{I}_F \\ &= [(C_1 + C_2)hZ_{L1} + (Z_{M0} + hZ_{L0})C_0 + Z_{M2}C_2 + 3Z_F] \hat{I}_F \end{aligned} \quad (2.29)$$

$$\hat{V}_{R2} = -Z_{M2} \hat{I}_{R2} = -Z_{M2} C_2 \hat{I}_F. \quad (2.30)$$

A tensão e a corrente na fase A, fase em que ocorre o curto-circuito, podem ser escritas do seguinte modo:

$$\hat{V}_{RA} = \hat{V}_{R0} + \hat{V}_{R1} + \hat{V}_{R2} = [(C_1 + C_2)hZ_{L1} + hZ_{L0}C_0 + 3Z_F] \hat{I}_F \quad (2.31)$$

$$\hat{I}_{RA} = \hat{I}_{R0} + \hat{I}_{R1} + \hat{I}_{R2} = (C_0 + C_1 + C_2)\hat{I}_F, \quad (2.32)$$

sendo a corrente de neutro \hat{I}_{RN} dada por:

$$\begin{aligned} \hat{I}_{RN} &= \hat{I}_{RA} + \hat{I}_{RB} + \hat{I}_{RC} \\ &= (C_0 + C_1 + C_2)\hat{I}_F + (C_0 + a^2C_1 + aC_2)\hat{I}_F + (C_0 + aC_1 + a^2C_2)\hat{I}_F \\ &= 3C_0\hat{I}_F \\ &= 3\hat{I}_{R0}. \end{aligned} \quad (2.33)$$

Define-se uma nova corrente \hat{I}'_{RA} , denominada de corrente compensada:

$$\begin{aligned} \hat{I}'_{RA} &= \hat{I}_{RA} + K_0\hat{I}_{RN} \\ &= (C_0 + C_1 + C_2)\hat{I}_F + 3K_0C_0\hat{I}_F \\ &= [(1 + 3K_0)C_0 + C_1 + C_2]\hat{I}_F, \end{aligned} \quad (2.34)$$

sendo a constante adimensional K_0 , denominada de fator de compensação de sequência zero, definido por:

$$K_0 = \frac{Z_{L0} - Z_{L1}}{3Z_{L1}}. \quad (2.35)$$

A impedância medida pelo relé em um curto-circuito monofásico na fase A pode ser obtida a partir da relação compensada entre \hat{V}_A e \hat{I}_A :

$$Z_{AT} = \frac{\hat{V}_{RA}}{\hat{I}'_{RA}} = \frac{[(C_1 + C_2)hZ_{L1} + hZ_{L0}C_0 + 3Z_F]\hat{I}_F}{[(1 + 3K_0)C_0 + C_1 + C_2]\hat{I}_F}. \quad (2.36)$$

Substituindo a Equação (2.32) em (2.36), tem-se:

$$Z_{AT} = \frac{hZ_{L1} \left(\hat{I}_{RA} - C_0\hat{I}_F + \frac{Z_{L0}}{Z_{L1}}C_0\hat{I}_F \right) + 3Z_F\hat{I}_F}{\hat{I}'_{RA}}, \quad (2.37)$$

sendo, $\hat{I}_{R0} = C_0\hat{I}_F$ e $\hat{I}_{RN} = 3\hat{I}_{R0}$, substitui-se em Z_{AT} :

$$Z_{AT} = \frac{hZ_{L1}\hat{I}_{RA} + \left(\frac{Z_{L0} - Z_{L1}}{Z_{L1}} \right) \hat{I}_{R0} + 3Z_F\hat{I}_F}{\hat{I}'_{RA}} = \frac{hZ_{L1}\hat{I}'_{RA} + 3Z_F\hat{I}_F}{\hat{I}'_{RA}} \quad (2.38)$$

$$Z_{AT} = hZ_{L1} + \left[\frac{3}{(1 + 3K_0)C_0 + aC_1 + a^2C_2} \right] Z_F. \quad (2.39)$$

2.2 DIAGRAMA R-X E CARACTERÍSTICAS DE OPERAÇÃO

O diagrama R-X é onde se representa a impedância medida pelo relé no plano complexo, conforme ilustrado na Figura 2.7. É neste diagrama que são representadas as características de operação de relés de distância, onde:

- Eixo das abscissas: se representa a parte real da impedância " $Real\{Z\}$ ";
- Eixo das ordenadas: se representa a parte imaginária da impedância " $Im\{Z\}$ ".

Por convenção, a representação da impedância aparente Z é feita no primeiro quadrante, cujas coordenadas no diagrama R-X são $R = Z\cos\theta$ e $X = Z\sen\theta$. Esta é obtida a partir dos valores da tensão e corrente medidos no ponto de instalação do relé.

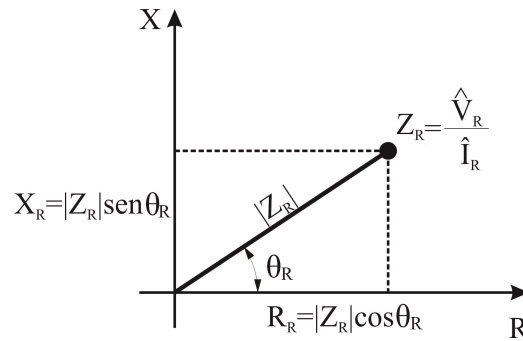


Figura 2.7. Diagrama R-X.

Sendo de sinal positivo quando os valores R são da origem pra direita e os de X da origem para cima, sinais estes considerados na direção da operação do relé. Geometricamente, a impedância de sequência positiva da linha é um segmento de reta que passa pela origem do diagrama R-X, porém, em faltas resistivas, modica-se a localização do segmento de reta de acordo com a resistência de falta (GONÇALVES, 2007), conforme ilustrado na Figura 2.8.

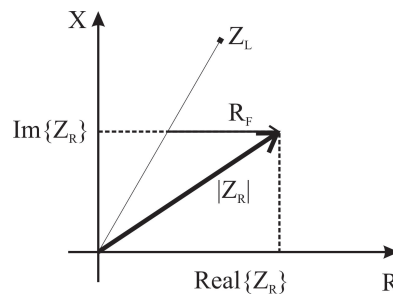


Figura 2.8. Falta resistiva no diagrama R-X.

Diferentes figuras geométricas são utilizadas como características de operação, ou até mesmo combinações destas, conforme mostra a Figura 2.9. As figuras geométricas servem para delimitar as regiões de operação, ou seja, área em que ocorre a atuação do relé. Portanto, enquanto fora desta região o relé não atua.

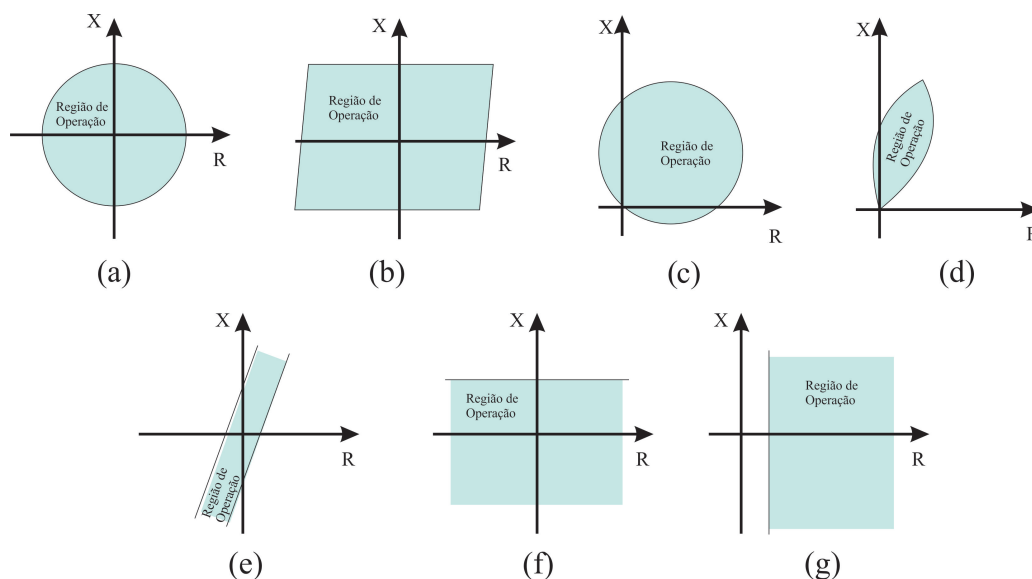


Figura 2.9. Geometria das características de operação do relé no diagrama R-X: (a) Impedância; (b) Retângulo; (c) Mho; (d) Elipse; (e) Blinder; (f) Reatância; (g) Resistência

2.2.1 Trajetória da Impedância Vista pelo Relé

Durante a operação normal do sistema, a impedância medida pelo relé consiste 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 se 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 é uma sequência de valores calculados desde a situação de 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 operação do relé é chamado de tempo de detecção de falta.

2.3 COMPARADORES

Os relés de distância são configurados, em resumo, como comparadores de amplitude ou de fase. Onde na operação do comparador de amplitude não há dependência do ângulo entre seus sinais de entrada, dependendo apenas da amplitude destes. Diferentemente do comparador de

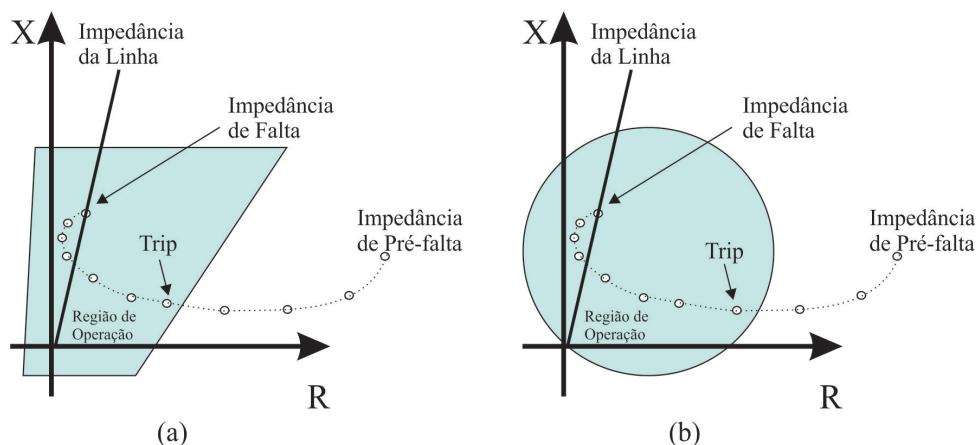


Figura 2.10. Trajetória da impedância vista pelo relé para a característica: (a) quadrilateral; (b) mho.

fase, que atua em função do ângulo entre os sinais de entrada (GONÇALVES, 2007).

Comparadores de fase e de amplitude são definidos como dois sinais comparados que, a partir da defasagem entre eles ou relação entre suas amplitudes, se distingue uma situação normal de operação do sistema de uma falta (PAINTHANKAR; BHIDE, 2007).

O tamanho, forma e posição da característica de operação do relé no diagrama R-X é determinado a partir dos parâmetros introduzidos nos comparadores. A mais difundida dentre as características de operação é a mho, por suas particularidades serem apropriadas na utilização em relés de distância, tais como: direcionalidade, alcance finito, boa acomodação da resistência de falta e menor sensibilidade à oscilação de potência (ZIEGLER, 2006).

2.3.1 Comparador Mho Autopolarizada

O termo autopolarização se deve ao fato da grandeza de polarização utilizada nos comparadores se tratar da própria tensão de entrada do relé. Essa característica foi utilizada por diversos anos em relés eletromecânicos e, ainda hoje, muitos relés digitais comerciais ainda a utilizam. (ZIEGLER, 2006). Infelizmente, não há garantia de operação do relé com tensão nula por meio desta característica, por não se englobar a origem do plano complexo de impedâncias em seu diagrama R-X.

2.3.1.1 Comparador de Fase

Um comparador de fase determina se a diferença do ângulo entre dois fasores está dentro ou fora de uma margem específica (ROBERTS *et al.*, 1993). Na característica mho autopolarizada utilizam-se os fasores de tensão de operação \hat{V}_{op} e de polarização \hat{V}_{pol} , definidos como (PAINTHANKAR; BHIDE, 2007):

$$\hat{V}_{op} = Z_A \hat{I}_R - \hat{V}_R \quad (2.40)$$

$$\hat{V}_{pol} = \hat{V}_R, \quad (2.41)$$

sendo \hat{V}_R e \hat{I}_R os fasores de tensão e corrente medidos pelo relé, respectivamente, e Z_A a impedância de alcance do relé, calculada conforme Equação (2.42).

$$Z_A = \frac{hZ_{L1}}{\cos(\theta_{L1} - \tau)}, \quad (2.42)$$

na qual, h é a porcentagem do comprimento total da linha a ser protegido e τ o ângulo de projeto da característica mho ou ângulo de torque máximo do relé, ambos ilustrados na Figura 2.11.

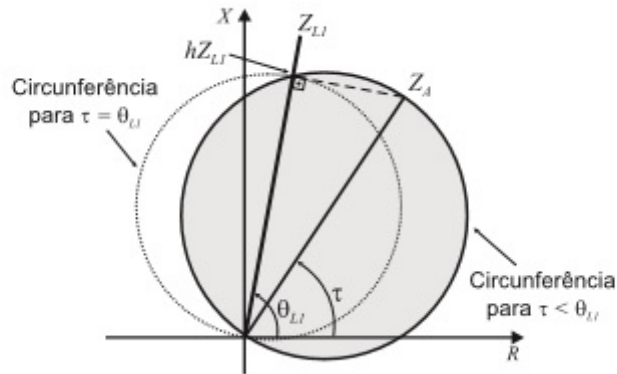


Figura 2.11. Representação da característica mho no plano R-X (SILVA, 2009).

Este ângulo τ nos relés eletromecânicos é ajustado para ser igual ao ângulo θ_{L1} da linha, por meio do uso de uma impedância réplica. Entretanto, a fim de melhorar a cobertura da resistência de falta, o ângulo τ pode ser ajustado para um valor menor que θ_{L1} , conforme ilustrado na Figura 2.11 (SILVA, 2009).

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

$$-90^\circ < \phi < 90^\circ, \quad (2.43)$$

sendo ϕ a diferença das fases dos fasores \hat{V}_{op} e \hat{V}_{pol} .

As grandezas de operação e polarização do comparador de fase podem ser representadas em termos de impedâncias. O que pode ser obtido dividindo a Equação (2.40) por \hat{I}_R . Com isso, obtêm-se (SILVA, 2009):

$$Z_{op} = Z_A - Z_R \quad (2.44)$$

$$Z_{pol} = Z_R, \quad (2.45)$$

na qual, a impedância aparente Z_R 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 2.12, na qual são ilustradas três situações possíveis para localização de Z_R .

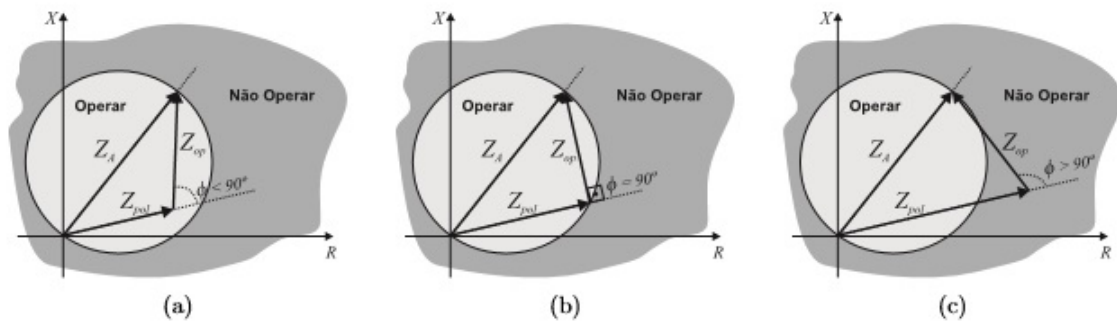


Figura 2.12. Relação entre as fases de Z_{op} e Z_{pol} para o caso de Z_R : (a) dentro da característica mho; (b) sobre a característica mho; (c) fora da característica mho (SILVA, 2009).

2.3.2 Característica Mho Polarizada

A característica mho polarizada é utilizada para contornar a deficiência existente no modelo na detecção de faltas próximos ao ponto de instalação do relé (com tensão 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 , adicionada de uma parcela de suplementação que depende do tipo de polarização utilizada (ZIEGLER, 2006; COOK, 1985).

2.3.2.1 Polarização por Memória de Tensão

A polarização por meio da memória de tensão consiste em suplementar a tensão na fase defeituosa por meio das tensões de pré-falta. Proteções fundamentadas em sinais de tensão necessitam da garantia de sensibilidade e segurança, utilizando dados confiáveis de ângulo e magnitude (ZIEGLER, 2006). Há diferentes tipos de polarização empregados em relés para se obter essa confiabilidade, a depender da escolha das tensões de suplementação, sendo a polarização por memória tensão de sequência positiva a mais utilizada (ROBERTS *et al.*, 1993). Perante todos os tipos de falta, esta estratégia apresenta melhor comportamento, mesmo aqueles com inversão de tensão em linhas compensadas ou com tensões próximas de zero (SILVA; ALMEIDA, 2016).

Neste trabalho foi utilizada uma polarização por memória de tensão adaptativa desenvolvida por Silva & Almeida (2015), na qual o ângulo de tensão se mantém praticamente estável após as faltas, garantindo o bom funcionamento dos elementos de proteção que utilizam a tensão como referência ao aferir a direcionalidade das correntes de curto-circuito. Para melhor entendimento da estratégia adaptativa utilizada no trabalho, é possível verificar a seguir o desenvolvimento do filtro de memória de tensão proposto por Silva & Almeida (2015).

Primeiramente, Silva & Almeida (2015) considerou a Equação (2.46) da função transferência $H(s)$ do filtro analógico passa-baixas de primeira ordem.

$$H(s) = \frac{\tau_d^{-1}}{s + \tau_d^{-1}}, \quad (2.46)$$

sendo τ_d a constante de tempo de decaimento da resposta transitória.

Silva & Almeida (2015) utilizaram o método das diferenças regressivas (do inglês *backward differences*) como método de mapeamento de $H(s)$ do domínio s para o domínio z , conforme descrito na Equação 2.47:

$$s = \frac{1 - z^{-1}}{\Delta t}, \quad (2.47)$$

na qual, $\Delta t = \frac{1}{Nf}$ é o intervalo de amostragem, N o número de amostras e f a frequência fundamental.

Substituindo a Equação (2.47) em (2.46), obtém-se a função de transferência mapeada

$H(z)$ do filtro digital de resposta ao impulso infinito (do inglês *infinite impulse response* - IIR):

$$H(z) = \frac{1}{(MN + 1) - MNz^{-1}}, \quad (2.48)$$

sendo M a constante de decaimento em número de ciclos da fundamental.

A partir da Equação (2.48), nota-se que $H(z)$ possui um único polo p :

$$p = \frac{MN}{MN + 1}. \quad (2.49)$$

A estabilidade do filtro proposto por Silva & Almeida (2015) é garantida pelo fato do polo p permanecer dentro do círculo unitário, visto que M e N são necessariamente positivos

A função de transferência mapeada $H(z)$ também é definida pela Equação (2.50).

$$H(z) = \frac{\hat{V}_{1m}(z)}{\hat{V}_1(z)}, \quad (2.50)$$

na qual, \hat{V}_{1m} é o fasor tensão de sequência positiva memorizado, correspondente à saída do filtro; e \hat{V}_1 , correspondente à entrada do filtro, é o fasor de sequência positiva calculado, de acordo com a conversão mostrada na Equação (2.2), pela Equação (2.51):

$$\hat{V}_1(k) = \frac{1}{3}[\hat{V}_A(k) + a\hat{V}_B(k) + a^2\hat{V}_C(k)], \quad (2.51)$$

sendo \hat{V}_A , \hat{V}_B e \hat{V}_C os fasores de tensão nas fases A , B e C , respectivamente, e k refere-se ao k -ésimo instante de amostragem.

Substituindo a Equação (2.48) em (2.50) e transformando do domínio z para o domínio do tempo discreto, tem-se o seguinte desenvolvimento:

$$[(MN + 1) - MNz^{-1}]\hat{V}_{1m}(z) = \hat{V}_1(z) \quad (2.52)$$

$$(MN + 1)\hat{V}_{1m}(k) - MN\hat{V}_{1m}(k - 1) = \hat{V}_1(k)$$

$$\hat{V}_{1m}(k) = \frac{1}{MN + 1}\hat{V}_1(k) + \frac{MN}{MN + 1}\hat{V}_{1m}(k - 1). \quad (2.53)$$

Define-se o fator de esquecimento α da Equação (2.53) como:

$$\alpha = \frac{1}{MN + 1}. \quad (2.54)$$

Desta forma, define-se pela Equação de diferença (2.55) a saída \hat{V}_{1m} . É importante destacar que as tensões memorizadas nas demais fases são determinadas com base em \hat{V}_{1m} e na sequência de fases adotada.

$$\hat{V}_{1m}(k) = \alpha\hat{V}_1(k) + (1 - \alpha)\hat{V}_{1m}(k - 1). \quad (2.55)$$

Do fasor tensão de sequência positiva memorizado, $|\hat{V}_{1m}|$ e φ_{1m} são, respectivamente, seu módulo e fase, tal que $\hat{V}_{1m} = |\hat{V}_{1m}| \angle \varphi_{1m}$.

2.4 ZONAS DE PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA

As três zonas típicas de proteção de distância são ajustadas de acordo com os seguintes critérios (SILVA, 2009):

- **Primeira zona:** é ajustada para cobrir entre 80% e 85% da linha protegida. O restante da linha não é coberto pela primeira zona para evitar que esta alcance outras linhas. Essa margem de segurança é necessária devido às imprecisões provocadas por diversas fontes de erro, tais como os transformadores para instrumento que podem tornar o relé sobrealcançado ou subalcançado, causando sua operação inadequada (COOK, 1985). Importante evidenciar que esta primeira zona não possui atraso intencional na operação.
- **Segunda zona:** ajustada para cobrir entre 120% e 150% da LT. Seu tempo de atraso T_2 é da ordem de 250 ms a 400 ms.
- **Segunda zona:** ajustada para cobrir entre 220% e 250% da LT. Seu tempo de atraso T_3 é da ordem de 800 ms.

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

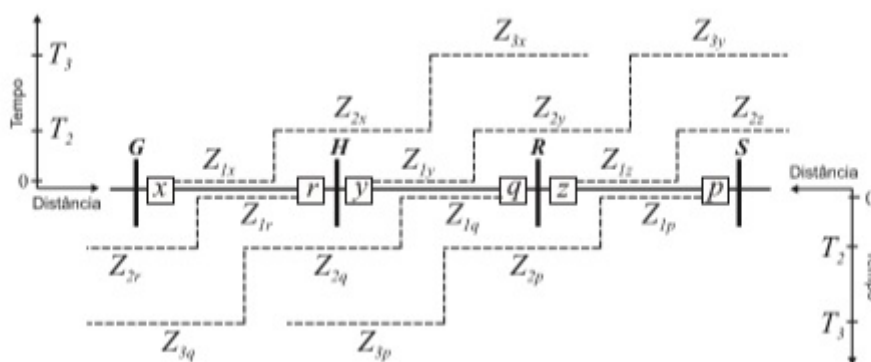


Figura 2.13. Representação das zonas de proteção de distância (SILVA, 2009).

Sendo G, H, R e S os barramentos entre as linhas; x, r, y, q, z e p os relés nos terminais das linhas; T_2 e T_3 os tempos de atraso de segunda e terceira zona, respectivamente.

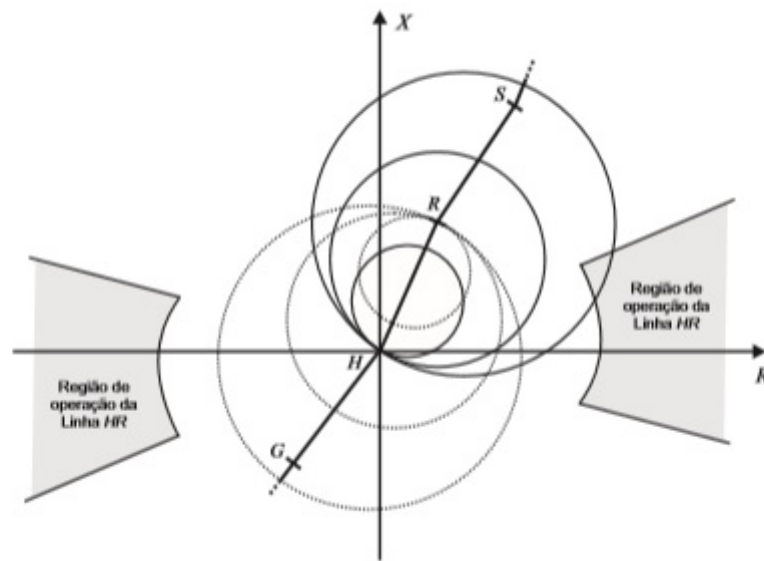


Figura 2.14. Representação das zonas de proteção de distância no diagrama R-X (SILVA, 2009).

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.

FUNDAMENTOS DA COMPENSAÇÃO SÉRIE EM LTS

A instalação de compensação série em LTS tem como objetivo a redução da reatância indutiva da LT por meio da conexão de capacitores em série, visando melhoraria do uso do sistema, aumento da potência transferida e dos limites de estabilidade (MILLER, 1982). A reatância série da LT varia de acordo com a Equação 3.1 e conforme pode ser analisado na Figura 3.1:

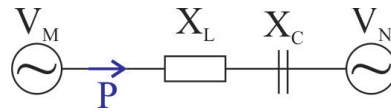


Figura 3.1. Potência transmitida em uma LT.

$$P = \frac{V_M \cdot V_N \cdot \text{sen} \delta}{X} \quad (3.1)$$

sendo, P a potência transferida entre as barras M e N; V_M e V_N as tensões nas fontes M e N, respectivamente; δ a defasagem angular entre as tensões das barras M e N, também denominado de ângulo de carga; X_L a reatância série da LT; X_C a reatância capacitiva de compensação; e X a reatância série total da LT ($X_L + X_C$).

Baseado na Equação (3.1), nota-se que a redução da reatância série total da LT (X), com a introdução da reatância capacitiva de compensação (X_C), sendo esta negativa, pode proporcionar os seguintes benefícios (GONÇALVES, 2007; FRONTIN, 2013):

- **Aumento da capacidade de transferência de potência na linha:** por conta do aumento dos limites de estabilidade, já que a $P_{máxima}$ aumenta com a redução da reatância X .
- **Aumento da margem de estabilidade do sistema:** diminuindo a reatância X , observa-se um ângulo de carga δ menor para uma mesma transferência de potência P .
- **Melhor regulação de tensão:** menor queda de tensão ao longo da linha, diminuindo as necessidades de equipamentos de controle de tensão, como capacitores de derivação.

- **Redução de perdas:** o domínio sobre a reatância série da linha, através de uma compensação reativa capacitiva controlada, possibilita o controle de divisão de fluxo de potência e, conseqüentemente, a redução das perdas globais.
- **Redução de custos:** quando comparados a outras alternativas tecnicamente possíveis, como a criação de novas LTs.

A implementação da compensação série pode ser realizada de maneira estática ou dinâmica. Também conhecida como compensação série fixa (CSF), a compensação estática constitui-se da simples associação série de capacitores à LT, utilizada mundialmente desde a década de 50. Já a também conhecida como compensação série controlada (CSC), a compensação dinâmica fundamenta-se na associação em série com módulos de capacitores em paralelo a reatores controlados por tiristores, assegurando maior amortecimento de perturbações na rede e controle do fluxo máximo de potências nas LTs.

Ainda que vantajosa, a CSC se tornou viável tão somente após a evolução da eletrônica de potência e com o desenvolvimento da tecnologia FACTS (do inglês *Flexible AC Transmission Systems*), de modo que ainda vem sendo consolidada. Por outro lado, devido à simplicidade de instalação e por não necessitar de fontes externas de energia, a CSF é aplicada em larga escala (GAMA, 1995). Pelo fato da CSF se tratar do dispositivo de compensação série empregado no sistema estudado neste trabalho, seu detalhamento será abordado na Seção 3.1 a seguir.

3.1 DESCRIÇÃO GERAL DA COMPENSAÇÃO SÉRIE FIXA E SEU ESQUEMA DE PROTEÇÃO

A CSF é dimensionada de forma a compensar a potência reativa de uma LT associando um grande capacitor em série com a linha. Ela é isolada do nível da terra por uma plataforma metálica (feita normalmente de aço galvanizado e com dimensões suficientes para colocação dos equipamentos com espaço para trânsito de pessoas para manutenção (FRONTIN, 2013)) e contém unidades capacitivas e um conjunto de outros componentes, como varistores de óxido metálico (MOV), centelhador (GAP), reator + resistência de amortecimento (circuito amortecedor) e disjuntor de desvio (*Bypass Circuit Breaker*), que formam o CSF (OLIVEIRA, 2007) representado na Figura 3.2.

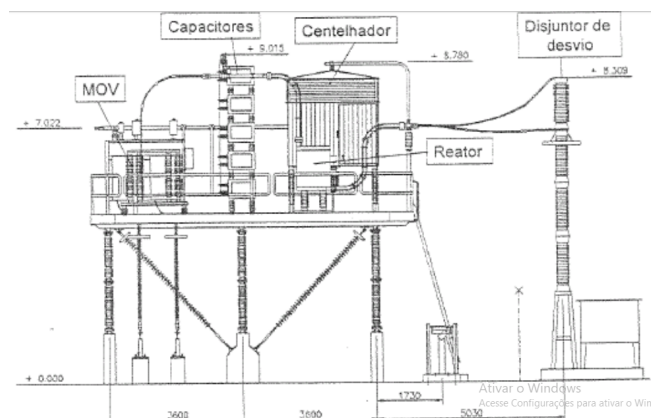


Figura 3.2. Representação de uma compensação série fixa (OLIVEIRA, 2007).

Projetada como bancos de capacitores monofásicos instalados em plataformas que contêm fundamentalmente peças de aço, as CSF são montadas em isoladores de porcelana apoiados sob base de concreto. Com o intuito de garantir estabilidade à plataforma, são utilizados isoladores poliméricos na posição diagonal (OLIVEIRA, 2007). Na Figura 3.3 é possível visualizar uma fotografia de uma CSF instalada.



Figura 3.3. Fotografia de uma CSF instalada (OLIVEIRA, 2007).

3.1.1 Capacitores

O dimensionamento dos bancos de capacitores é feito para níveis de tensão e corrente de regime permanente, dado que seria inviável um projeto que abranja as condições de curto-circuito e sobretensões. Limita-se a tensão sobre os bancos de capacitores pela capacidade de absorção do MOV, elemento este de proteção dos capacitores.

Utilizado na ocasião de descarga do banco, o reator de amortecimento é outra proteção

importante para o banco de capacitores. Sendo cuidadosamente dimensionado para evitar problemas de ressonância harmônica entre os capacitores e o circuito de amortecimento (GONÇALVES, 2007).

3.1.2 *Metal Oxide Varistor (MOV)*

Conectados em paralelo aos bancos de capacitores, os varistores de óxido metálico são responsáveis por proteger os capacitores da CSF contra sobrecorrentes e sobretensões provenientes de defeitos na LT. Em condições normais de operação, a impedância do MOV é elevada, porém, conforme a tensão sobre os capacitores se atenua, sua impedância é reduzida de forma a facilitar um maior desvio de corrente (OLIVEIRA, 2007).

São três os estágios do esquema de proteção do MOV, evitando injeções elevadas de energia e sobrecarga (GONÇALVES, 2007):

1. **Proteção contra altos níveis de absorção de energia para curto período de tempo:** Previne contra pontos quentes nos discos de óxido metálico oriundos de um alto nível de absorção energética, função de faltas externas. Sendo sua função complementar à da proteção contra altas correntes devido a falhas internas. Os centelhadores são disparados quando essa proteção opera e, subsequentemente, o disjuntor de *bypass*, para extinção do arco do GAP.
2. **Proteção contra altos níveis de corrente na linha:** Permite a redução de absorção de energia devido a falhas internas, sendo seu ajuste baseado na corrente da linha. Como uma elevação na corrente de linha tende a ser transferida para o MOV posteriormente, uma resposta mais ágil pode ser conseguida e, consequentemente, um acúmulo desnecessário de energia no MOV pode ser evitado. Os centelhadores são disparados quando essa proteção opera e, subsequentemente, o disjuntor de *bypass*, para extinção do arco do GAP.
3. **Proteção contra altas temperaturas do MOV:** Previne contra danos nos discos de dióxido metálico em função de sobreaquecimento, sendo que sua máxima temperatura pode ser atingida em decorrência de sucessivas faltas na LT ou condições de sobrecargas por longos períodos de tempo. Faz parte de seu modelo térmico a característica de

resfriamento do MOV, este só podendo ser reinserido quando em seguras condições de resisitir (imediatamente à sua inserção) a uma falta crítica. Os centelhadores são disparados quando essa proteção opera e, subsequentemente, o disjuntor de *bypass*, para extinção do arco do GAP.

Caso haja falha no funcionamento do MOV, há o disparo dos centelhadores e, em sequência, dos disjuntores de *bypass*, para extinção do arco do GAP. Ressalta-se que esta não é uma proteção de característica preventiva, uma vez que o dano já ocorreu quando sua atuação acontece.

3.1.3 Centelhador (GAP)

O MOV passa a ser protegido por um GAP em eventos que o nível protetivo do MOV seja ultrapassado. Também conhecido pelo termo em inglês *Spark Gap*, os centelhadores são dois eletrodos separados fisicamente, conectados em paralelo com o banco de capacitores. Estabelece-se, entre os eletrodos, um caminho ionizado (arco elétrico), encarregado de desviar o fluxo de corrente. O arco elétrico se fecha com o intuito de proteger os capacitores contra sobretensões (acionamento interno) ou como proteção térmica do varistor (acionamento externo) (CONCEIÇÃO, 2015).

Através do monitoramento da corrente passante no centelhador, identifica-se uma atuação indesejada do GAP como esquema de proteção. Quando este atua, o disjuntor de *bypass* da fase defeituosa é acionado. Porém, caso se prolongue a atuação do GAP, é executado o isolamento total do banco de capacitores (GONÇALVES, 2007).

3.1.4 Disjuntor de Desvio (*Bypass Circuit Breaker*)

O disjuntor de desvio consiste em uma chave mecânica conectada em paralelo às unidades capacitivas e utilizada, de maneira geral, para manutenção. Como manobra de proteção, esse disjuntor é fechado em duas situações: na ocasião de uma falta, quando se há superação da capacidade de absorção do MOV e como consequência da atuação do GAP. Ele é operado logo após o GAP, para extinguir seu arco elétrico. Esse equipamento possibilita a retirada do

banco quando ocorre uma falta interna (GONÇALVES, 2007; CONCEIÇÃO, 2015). Caso esse disjuntor não responda ao comando, o esquema de falha de fechamento de disjuntor é acionado e envia sinal de abertura para os disjuntores da LT (GONÇALVES, 2007).

3.1.5 Circuito Amortecedor

Usualmente implementado por um reator em paralelo a um resistor e/ou varistor, o circuito amortecedor tem como função limitar a corrente de descarga do capacitor durante o fechamento do disjuntor de *bypass* ou operação do centelhador para a segurança das unidades capacitivas. Isto porque quando ocorre a atuação do GAP, há uma queda súbita para zero da tensão sobre os capacitores. Sendo a relação entre corrente e tensão neste dispositivo dada por $i_C = C \frac{dV_C}{dt}$, uma intensa variação da tensão ($\frac{dV_C}{dt}$) implicaria em altos níveis de corrente sobre os capacitores (FRONTIN, 2013; CONCEIÇÃO, 2015; GONÇALVES, 2007).

3.2 LOCALIZAÇÃO DA COMPENSAÇÃO SÉRIE

A compensação série pode ser instalada no centro ou nas extremidades da LT. Sua localização é um fator determinante para os seguintes pontos (CONCEIÇÃO, 2015):

- Eficiência da compensação;
- Perfil de tensão da linha compensada;
- Dimensionamento e configuração dos esquemas de proteção do banco de capacitores e da linha de transmissão;
- Manutenção das instalações do banco.

No centro, a compensação série é mais efetiva, obtendo-se a máxima transferência de potência. Para se transferir a mesma potência, um compensador localizado no centro da linha necessita de um montante menor de potência reativa do que aquele localizado em uma das extremidades, além de, em termos de proteção, evitar problemas de inversão de corrente e tensão (GONÇALVES, 2007; DINIZ, 2016).

A instalação nas extremidades da linha é muito utilizada, principalmente no Brasil e Estados Unidos. Esta configuração traz vantagens econômicas por aproveitar instalações das

subestações já existentes para sua implantação, facilitando também a manutenção e operação (ANDERSON; FARMER, 1996). Além disso, esta disposição apresenta benefícios relacionados ao efeito *Ferranti*⁴, reduzindo este fenômeno quando instalada no terminal transmissor (GONÇALVES, 2007).

3.3 DIMENSIONAMENTO DA COMPENSAÇÃO SÉRIE

O dimensionamento da compensação série deve ser feito através de estudos com base nos seguintes pontos (CONCEIÇÃO, 2015):

- Requisitos atuais e de previsão futura de transferência de potência e divisão de cargas;
- Limites de estabilidade exigidos pelo sistema;
- Riscos e impactos da compensação série para a ressonância subsíncrona;
- Perfil de tensão exigido para a LT; e
- Custo-benefício.

O grau de compensação (K) é definido pela Equação (3.2).

$$K = \frac{X_C}{X_L} \cdot 100, \quad (3.2)$$

sendo X_C a reatância capacitiva total instalada no banco de capacitores e X_L a reatância indutiva da LT.

Em sistemas com compensação série, o grau de compensação é majoritariamente usado entre 40 e 70%. Sendo possível também a utilização de bancos fora dessa faixa, tendo um limite máximo de 80% (por produzir oscilações entre a rede elétrica e os eixos das unidades geradoras) e mínimo de 25% (por viabilidade econômica) (OLIVEIRA, 2007; CONCEIÇÃO, 2015).

3.4 COMPENSAÇÃO SÉRIE X PROTEÇÃO

LTs com compensação série sempre foram um dos maiores desafios na engenharia em proteção do sistema elétrico. Desta maneira, para aplicação da proteção de distância, se torna

⁴A operação da LT com carregamento inferior à sua potência natural gera reativos em excesso relativos às correntes capacitivas, aumentando a tensão ao longo da LT, podendo comprometer sua operação (CONCEIÇÃO, 2015).

necessário levar em conta algumas considerações especiais.

Apresenta-se, nesta seção, os principais fenômenos que afetam a proteção das LTs com CSF.

3.4.1 Ressonância Subsíncrona

A instalação de uma CSF resulta em um circuito ressonante série, pela introdução de um valor de reatância capacitiva em série com a reatância indutiva da LT. Sendo assim, a frequência de ressonância do circuito de transmissão (f_r) é dada pela Equação (3.3) (OLIVEIRA, 2007):

$$f_r = f \cdot \sqrt{\frac{X_C}{X_L}}, \quad (3.3)$$

na qual, f é a frequência fundamental do sistema.

É possível inferir que, em situação normal, a frequência de ressonância (f_r) é sempre menor que a frequência do sistema de transmissão (f), por $X_C < X_L$. Porém, ao ocorrer uma falta no sistema compensado ou até mesmo uma pequena perturbação, correntes na frequência de ressonância são formadas no estator das unidades geradoras, dando origem a correntes de frequências subsíncronas ($f - f_r$) e supersíncronas ($f + f_r$) no rotor (GONÇALVES, 2007). Oscilações subsíncronas de grande amplitude nas máquinas geradoras podem causar danos ao sistema mecânico das máquinas (OLIVEIRA, 2007).

Pelo lado da proteção, a ressonância subsíncrona (RSS) também pode trazer complicações. Por conta de sua baixa frequência, há dificuldade para os relés filtrarem as componentes subsíncronas, podendo acarretar em retardo na atuação da proteção (CONCEIÇÃO, 2015).

3.4.2 Impedâncias de Fase Desbalanceadas

De acordo com Anderson & Farmer (1996), quando há atuação dos GAPs ou MOVs dos sistemas de proteção dos bancos de capacitores para somente uma parcela das fases, há prejuízo no funcionamento da proteção das LTs, por gerar desequilíbrio entre suas impedâncias de fase. Simultaneamente à avaliação dos relés sobre sua necessidade de atuação, a linha sofre bruscas mudanças em função da retirada e reinserção dos bancos, trazendo maior complexidade à proteção da rede. Uma solução possível para essa problemática é a retirada completa dos bancos antes da atuação dos sistemas de proteção. No entanto, isto acarretaria atraso na remoção de

faltas, não sendo algo admissível. À vista disso, os ajustes da função de proteção de distância têm que ser feitos já considerando a problemática de impedâncias de fase desbalanceadas.

3.4.3 Inversão da Corrente

A inversão de corrente ocorre quando se tem uma reatância capacitiva (X_C) maior que a soma das reatâncias indutivas da fonte (X_M) e da LT (X_L) (OLIVEIRA, 2007).

Na Figura 3.4 é possível identificar uma situação em que $|X_C| < |X_M + X_L|$, fazendo com que a corrente decorra em sentido normal. Na Figura 3.5 se tem uma situação onde $|X_C| > |X_M + X_L|$, resultando na inversão do sentido corrente.

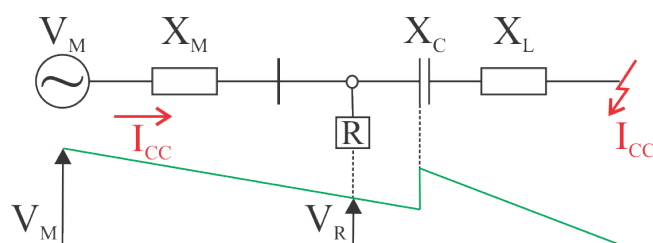


Figura 3.4. Corrente com sentido normal em LT compensada.

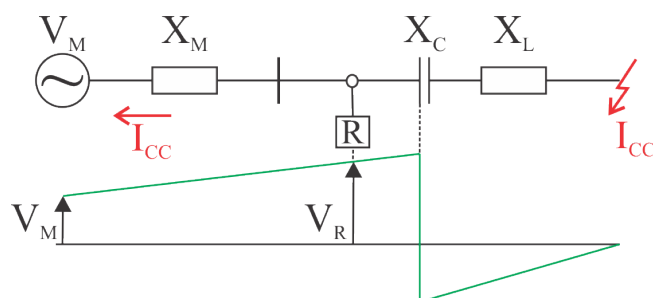


Figura 3.5. Inversão de corrente em LT compensada.

Analisando pelo aspecto da proteção, há um comprometimento em sua atuação pelo relé identificar curtos-circuitos diretos como reversos (CONCEIÇÃO, 2015). Diante desses problemas causados, há três soluções viáveis (OLIVEIRA, 2007):

- Dimensionamento da reatância capacitiva do CSF em conformidade com a soma total das reatâncias da fonte e da LT;
- Divisão da CSF nas duas extremidades da LT;
- Ajuste do GAP com um valor mínimo de corrente que retire o banco de capacitores no

momento do curto-circuito.

Das soluções relacionadas acima, o dimensionamento da reatância capacitiva é a mais utilizada, porém, o ajuste do GAP é comumente realizado em casos que não é possível este tipo de dimensionamento, evitando essa inversão (OLIVEIRA, 2007).

3.4.4 Inversão da Tensão

Mesmo em casos onde $|X_C| < |X_M + X_L|$, evitando a inversão de corrente, pode haver problema com a inversão da tensão. Este fenômeno acontece quando a reatância capacitiva X_C é superior à fração da reatância indutiva da LT X_L até o ponto em que ocorre o curto-circuito, ou seja, para faltas no trecho entre a CSF e o ponto onde a reatância indutiva da LT se iguala em módulo à reatância capacitiva (CONCEIÇÃO, 2015; OLIVEIRA, 2007).

Na Figura 3.6, observa-se uma situação normal onde $|X_C| < |X_M + X_L|$ e $|X_C| < |X_L|$, não ocorrendo inversão da tensão. Enquanto que na Figura 3.7 há uma situação em que $|X_C| < |X_M + X_L|$ e $|X_C| > |X_L|$, provocando a inversão da tensão no sistema.

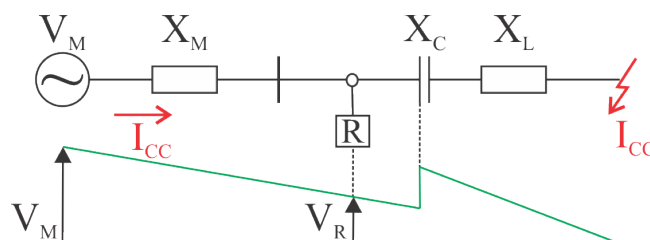


Figura 3.6. Tensão com sentido normal em LT compensada.

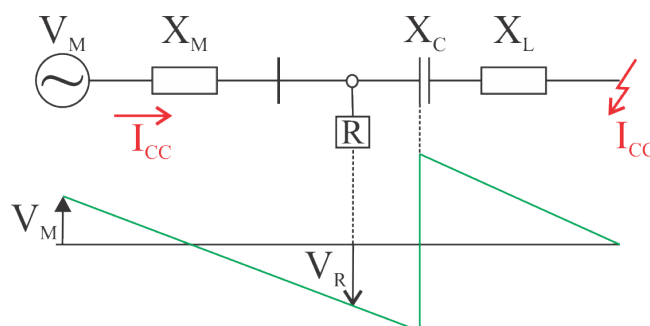


Figura 3.7. Inversão de tensão em LT compensada.

Na proteção do sistema, este tipo de fenômeno também provoca problemas, onde faltas internas podem ser detectadas pelo relé como externas e vice-versa, perdendo a seletividade

(OLIVEIRA, 2007). Há três saídas viáveis para evitar esse tipo a inversão da tensão (OLIVEIRA, 2007):

- Polarização dos relés numéricos de proteção através de referência cruzada;
- Polarização por memória de tensão de pré-falta;
- Ajuste do GAP com um valor mínimo de corrente que retire o banco de capacitores no momento do curto-circuito.

Das soluções citadas, a polarização por memória de tensão é a mais utilizada, entretanto, o ajuste do GAP é comumente utilizado para que esse tipo de inversão seja evitada (OLIVEIRA, 2007).

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Para melhor contextualização desta dissertação acerca dos trabalhos que discorrem sobre a proteção de distância de LTs compensadas, apresenta-se neste capítulo, uma revisão bibliográfica do tema, juntamente com uma apresentação concisa das ideias mais relevantes dos principais artigos relacionados ao assunto.

4.1 REVISÃO SOBRE A PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA EM LINHAS COMPENSADAS

Gonçalves (2007) apresentou aspectos teóricos e de simulação computacional relativos à aplicação de relés de distância em LTs compensadas com TCSC (do inglês *Thyristor-Controlled Series Capacitors*), utilizando um modelo digital da interligação Norte-Sudeste do SIN. A problemática da proteção das LTs com compensação série é apresentada, além da influência da presença da compensação também na proteção de LTs adjacentes à compensada. Discutiu-se também, algumas soluções para eliminação ou mitigação dos problemas causados pela compensação série na proteção de distância, como, por exemplo, ajuste reduzido da zona de subalcance para que atuações indevidas em função do sobrealcance sejam evitadas.

Orduna *et al.* (2012) desenvolveram um modelo de relé de distância digital em MATLAB baseado em DFT (*Digital Fourier Transform*), analisando seu comportamento e aplicando-o na proteção de distância de um sistema de transmissão real com compensação série da empresa chilena Colbún S. A. de geração e transmissão. Foram simulados diferentes tipos de faltas em distintas barras e locais da linha, com o objetivo de observar o que os relés de distância calculam, utilizando os sinais de corrente e tensão.

Biswal *et al.* (2013) apresentaram um esquema de proteção de distância adaptativo de primeira zona para uma linha de 500 kV com compensação série fixa conectada em uma extremi-

dade. Com a corrente de falta, estimou-se a impedância da combinação capacitor série e MOV. O método tem capacidade para reparar o erro devido à alta resistência de falta. Simularam-se diferentes condições de funcionamento do sistema, nível de compensação e resistência de falta no *software* EMTDC/PSCAD, demonstrando sua eficácia.

Maori *et al.* (2014) propuseram um esquema de proteção de distância mho modificado de alta velocidade para um circuito de uma LT simples com TCSC. Neste esquema, a impedância compensada inserida pelo TCSC no circuito de falta foi calculada em uma unidade separada e então, subtraída da impedância de falta total. A impedância resultante foi utilizada como entrada para o relé mho convencional. Os parâmetros de impedância modificada (resistência e reatância) são dados ao relé Mho, que mede a impedância de falta real da LT para tomar uma decisão precisa. O modelo foi testado em uma linha de 200 km de comprimento, 220 kV, 60 Hz, 70% de compensação. A primeira zona foi configurada para proteger 85% da LT. Em um estudo comparativo entre o esquema de proteção tradicional e o modificado, o modelo proposto mostrou vantagens em sua operação, atuando corretamente para todas as faltas simuladas dentro da primeira zona.

Hashemi *et al.* (2014) também propuseram uma nova proteção de distância, porém, baseada na impedância mútua entre as fases, levando em consideração a alteração que se dá na impedância de sequência positiva em linhas com compensação série (acarretando má operação dos relés). A impedância mútua foi calculada a partir dos valores de tensão e corrente de ambos os terminais da LT. Para faltas monofásicas e bifásicas-terra, o desempenho do modelo foi de acordo com os resultados obtidos por meio das simulações apresentadas no estudo, podendo ser utilizado como proteção de *backup*.

Um estudo similar utilizando a impedância mútua entre as fases da LT e a impedância de sequência positiva foi proposto por Tonape *et al.* (2016), porém este diz fornecer proteção de *backup* para todos os tipos de faltas na LT compensada.

Conceição (2015) realizou uma análise de transitórios em LTs com compensação série. Aspectos relacionados à tensão de restabelecimento transitória (TRT) foram apresentados, evidenciando as consequências do aumento do grau de compensação da linha. Apresentou-se também, o procedimento de ajuste das proteções do banco de capacitores série (MOV e GAP). A seletividade desses ajustes foi avaliada, demonstrando a impossibilidade de garantir que o banco

será retirado de operação para todos os curtos-circuitos internos à LT compensada, de modo que a proteção deverá ser ajustada, considerando que ele ainda estará em operação durante o curto-circuito.

Gheitasi (2015) apresentou um diagnóstico sequencial de situações transitórias decorrentes de faltas no sistema para LTs com compensação série, com o intuito de fornecer uma estrutura facilitadora de tomada de decisão para relés de distância. O estudo apresentou quatro topologias diferentes de LTs compensadas, que apresentam diferentes comportamentos em situações transitórias: curso estável, falta com CS, falta com MOV e CS e MOV "bypassados". O estudo sugeriu a localização da falta para cada estado, em vez de usar um algoritmo para estimar a impedância, alterando o projeto dos relés de proteção, considerando as mudanças topográficas esperadas.

Um estudo do comportamento dos relés de proteção de distância em uma LT de 400 kV com compensação série sob condições de falta foi realizado por Magagula *et al.* (2015). Concluiu-se que a funcionalidade do elemento de proteção de distância foi perturbada pela introdução da compensação de série nas LTs. O MOV introduziu uma resistência não linear na impedância da linha e assim, o relé de proteção de distância calculou uma impedância diferente, fazendo com que este opere mal caso uma medida apropriada não for executada.

Um estudo de caso foi realizado por Bakie *et al.* (2016), onde se apresentaram os desafios dos fenômenos de inversão de tensão e corrente na proteção de linhas com compensação série. O estudo foi motivado pela atualização de duas LTs de 230 kV da Idaho Power, aumentando a compensação de 28% para 70%, a fim de maximizar a capacidade de transferência de energia. Mostrou-se que a inversão de tensão foi mitigada em relés microprocessados modernos, por meio da polarização por memória de tensão, a inversão de tensão também não afetou desfavoravelmente os elementos direcionais de sequência negativa e zero. Notou-se também, que a inversão de corrente afetou os perfis de tensão e corrente ao longo da linha, tornando a distância e os elementos direcionais inutilizáveis, ao mesmo tempo em que diminuiu a confiabilidade dos elementos diferenciais. O *pickup* diferencial de fase, o ângulo de bloqueio e o raio de restrição foram reduzidos para que o esquema diferencial de corrente seja confiável para as falhas internas e deve haver canais de comunicação simétricos e sem saturação do TC para que o esquema seja seguro.

A fim de analisar o impacto da compensação em série nos relés de proteção de distância sob condições normais de operação e de falta em diferentes locais, Achary & Raja (2017) fizeram análises por meio de simulações usando o PSCAD e avaliaram várias respostas dos relés de distância para diferentes condições de falta. Devido à presença da compensação, a impedância de falta da LT foi reduzida, fazendo com que o relé convencional detectasse a falta além da zona e mostrasse efeitos de sobrealcance. Um esquema de proteção de distância aprimorado foi elaborado para eliminar os problemas de sobrealcance, indicando ser mais eficiente em termos de precisão e confiabilidade, se comparado ao projeto do relé convencional.

O artigo de Parihar & Dhote (2017) deliberaram brevemente a necessidade de compensação em série e relata problemas na proteção de distância devido a presença da compensação, onde mais uma vez são apresentados problemas de sobrealcance do relé de distância.

Com os trabalhos aqui apresentados, fica evidente vários problemas na utilização da proteção de distância em linhas com compensação série. Desta forma, se torna importante a investigação da influência de cada parâmetro na proteção, mostrando a relevância de uma análise de sensibilidade paramétrica da proteção de distância de linhas com compensação série.

Com o intuito de melhor entendimento dos procedimentos realizados para se chegar nos resultados deste trabalho, apresenta-se neste capítulo a metodologia utilizada com os *softwares* utilizado, a modelagem do sistema e seus parâmetros.

5.1 SISTEMA ELÉTRICO MODELADO

Neste trabalho utilizou-se o modelo do sistema elétrico de potência ilustrado na Figura 5.1 no *software* ATP/ATPDraw. Através do ambiente MODELS, extraíram-se os dados resultantes a uma taxa de amostragem de 16 amostras por ciclo, frequência fundamental de 60 Hz, para análise no software MATLAB, no qual foram feitas as implementações da função de proteção de distância via a característica mho polarizada por memória de tensão.

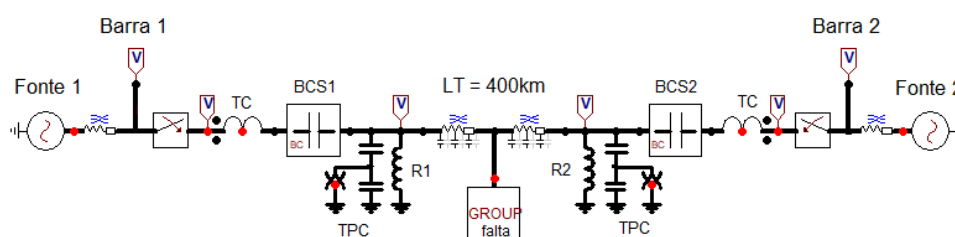


Figura 5.1. Modelo do sistema elétrico com compensação série.

O sistema apresentado na Figura 5.1 representa uma LT longa com extensão de 400 km e tensão nominal de 500 kV implementada como perfeitamente transposta, a parâmetros distribuídos e constantes com a frequência (LEUVEN EMTP CENTER, 1987). Com uma compensação série de 70% inserida nos dois terminais, os bancos de capacitores no terminal local (BCS1) e remoto (BCS2), vistos na Figura 5.1, foram definidos com um mesmo valor de capacitância de $27.949 \mu S$ através da Equação (3.2).

Reatores em derivação foram inseridos nas extremidades da LT de forma a realizar o controle

da tensão para reter o excedente de potência reativa capacitiva do sistema e reduzir sobretensões no decorrer dos surtos de manobra (FRONTIN, 2013). Fornecendo a chamada compensação *shunt*, seu ajuste tem grau de compensação de 60%, onde para cada reator (R1 e R2) definiu-se a impedância indutiva em 1.331Ω .

Para se dimensionar as fontes do sistema, retirou-se suas impedâncias, que se apresentam antes das barras 1 e 2 na Figura 5.1. As fontes foram determinadas, inicialmente, como $1\angle 0^\circ$ pu no terminal local e $1\angle \delta^\circ$ pu no terminal remoto (sendo δ o ângulo de carregamento do sistema), garantindo estas também como as tensões nas barras.

A tensão nominal de 500 kV foi multiplicada por $\sqrt{2}$, obtendo valor de pico, e dividida por $\sqrt{3}$, obtendo o valor de fase. Desta maneira determinou-se a amplitude base das fontes como 408,2482905 kV.

Ocorreram alguns problemas para se determinar a fase da fonte remota do sistema. Ajustes de carregamento acima de 8° ou abaixo de -8° causaram erros de simulação. Por esse motivo, determinou-se $\delta = -8^\circ$ e a variação deste parâmetro na ASP ficou limitada de -8° a 8° .

Com as fontes local (408,2482905 $\angle 0^\circ$ kV) e remota (408,2482905 $\angle -8^\circ$ kV) determinadas e as compensações definidas, é preciso ajustar a curva característica do MOV por meio da simulação do sistema sem falta contendo apenas os capacitores no banco e os valores de atuação do GAP por energia e corrente, que posteriormente serão melhor explicados.

Verifica-se os valores das correntes nas barras local e remota para que posteriormente se possa determinar os novos valores nestas fontes.

Feito isto, retoma-se as impedâncias das fontes e determina-se seus novos valores de forma a garantir que as tensões permanecessem como $1\angle 0^\circ$ pu na barra local e $1\angle \delta^\circ$ pu na barra remota, utilizando-se da Equação 5.1.

$$\hat{V}_{FONTE} = \hat{V}_{BARRA} + Z_{FONTE}\hat{I}_{BARRA}, \quad (5.1)$$

na qual, \hat{V}_{FONTE} é a tensão da fonte; \hat{V}_{BARRA} é a tensão na barra; Z_{FONTE} é a impedância da fonte; \hat{I}_{BARRA} é a corrente na barra.

Os dados específicos usados no modelo do sistema elétrico com compensação série apresentado na 5.1 estão descritos nas Tabelas (5.1), para a LT, e 5.2, para os equivalentes de

Thévenin.

Tabela 5.1. Dados da LT.

Parâmetro	Valor	Unidade
Comprimento: Tam_{LT}	400	km
Tensão nominal: V_N	500	kV
r_1	0,0186	Ω/km
r_0	0,4930	Ω/km
x_1	0,2670	Ω/km
x_0	1,3390	Ω/km
ωc_1	6,1240	$\mu S/km$
ωc_0	2,8900	$\mu S/km$
$z_1 = r_1 + jx_1$	0,0186+j0,2670	Ω/km
$z_0 = r_0 + jx_0$	0,4930+j1,3390	Ω/km
$R_1 = r_1.Tam_{LT}$	7,4400	Ω
$R_0 = r_0.Tam_{LT}$	197,20	Ω
$X_1 = x_1.Tam_{LT}$	106,80	Ω
$X_0 = x_0.Tam_{LT}$	535,60	Ω
$\omega C_1 = \omega c_1.Tam_{LT}$	2.449,6	Ω
$\omega C_0 = \omega c_0.Tam_{LT}$	1.156,0	Ω
$Z_1 = R_1 + jX_1$	7,4400+j106,80	Ω
$Z_0 = R_0 + jX_0$	197,20+j535,60	Ω

Tabela 5.2. Dados dos equivalentes de Thévenin.

Parâmetro	Valor	Unidade
$SIR_{1_{LOC}} = SIR_{1_{REM}}$	0,063555	adimensional
$SIR_{0_{LOC}} = SIR_{0_{REM}}$	0,101732	adimensional
$R_{1_{EQLOC}} = r_1.Tam_{LT}.SIR_{1_{LOC}}$	0,472850	Ω
$X_{1_{EQLOC}} = x_1.Tam_{LT}.SIR_{1_{LOC}}$	6,787688	Ω
$R_{0_{EQLOC}} = r_0.Tam_{LT}.SIR_{0_{LOC}}$	20,06150	Ω
$X_{0_{EQLOC}} = x_0.Tam_{LT}.SIR_{0_{LOC}}$	54,48753	Ω
$R_{1_{EQREM}} = r_1.Tam_{LT}.SIR_{1_{REM}}$	0,472850	Ω
$X_{1_{EQREM}} = x_1.Tam_{LT}.SIR_{1_{REM}}$	6,787688	Ω
$R_{0_{EQREM}} = r_0.Tam_{LT}.SIR_{0_{REM}}$	20,06150	Ω
$X_{0_{EQREM}} = x_0.Tam_{LT}.SIR_{0_{REM}}$	54,48753	Ω
$Z_{1_{EQLOC}} = R_{1_{EQLOC}} + jX_{1_{EQLOC}}$	0,47285+j6,787688	Ω
$Z_{0_{EQLOC}} = R_{0_{EQLOC}} + jX_{0_{EQLOC}}$	20,0615+j54,48753	Ω
$Z_{1_{EQREM}} = R_{1_{EQREM}} + jX_{1_{EQREM}}$	0,47285+j6,787688	Ω
$Z_{0_{EQREM}} = R_{0_{EQREM}} + jX_{0_{EQREM}}$	20,0615+j54,48753	Ω
Magnitude da Tensão da Fonte Local (V_{LOC})	406,33065	kV
Ângulo da Fase A da Fonte Local ($fase_{A_{LOC}}$)	1,5642	$^\circ$
Magnitude da Tensão da Fonte Remota (V_{REM})	409,24915	kV
Ângulo da Fase A da Fonte Remota ($fase_{A_{REM}}$)	-9,4957	$^\circ$

Os transformadores de potencial capacitivo (TPCs), em cada um dos terminais conectados em paralelo, foram modelados conforme descrito em (PAJUELO *et al.*, 2008) com a função de medir a tensão primária do terminal e transformá-las em valores secundários de tensão a serem registrados pelos relés de proteção. Já os transformadores de corrente (TCs) do tipo C800, com relação de transformação 1200 – 5 A, são conectados em série com disjuntores e tem a função de medir a corrente primária no terminal da LT e transformá-la em valores secundários de corrente a serem registrados pelos relés de proteção (IEEE POWER SYSTEM RELAYING COMMITTEE, 2004).

Para definir a impedância dos equivalentes das barras local e remota, foi feita a razão entre as impedâncias das respectivas fontes pela da LT, representando a definição de SIR (do inglês *Source Impedance Ratio*). Para as duas fontes o valor de SIR foi determinado em 0,063555,

caracterizando estas fontes como fortes (i.e., com elevada potência de curto-circuito) (DINIZ, 2016). Porém, em um dos casos foi feita uma análise da variação desse SIR no terminal local, multiplicando-o por um fator de 1 a 5 (i.e., diminuindo a potência de curto-circuito).

Para garantir a integridade dos equipamentos e pensando no alto custo da instalação dos bancos de capacitores série, dispositivos de proteção de atuação rápida são tipicamente instalados nos circuito de compensação (ANDERSON; FARMER, 1996). Como foi apresentado na seção 3.1 deste trabalho, o banco de capacitores série é constituído de um varistor de óxido metálico (MOV), conectado em paralelo com o capacitor, e de um circuito RL amortecedor, conectado em série com esse conjunto, além de um centelhador auto-induzido (GAP) em paralelo com todos eles. Na Figura 5.2 se encontra o arranjo do banco de capacitores utilizado na simulação.

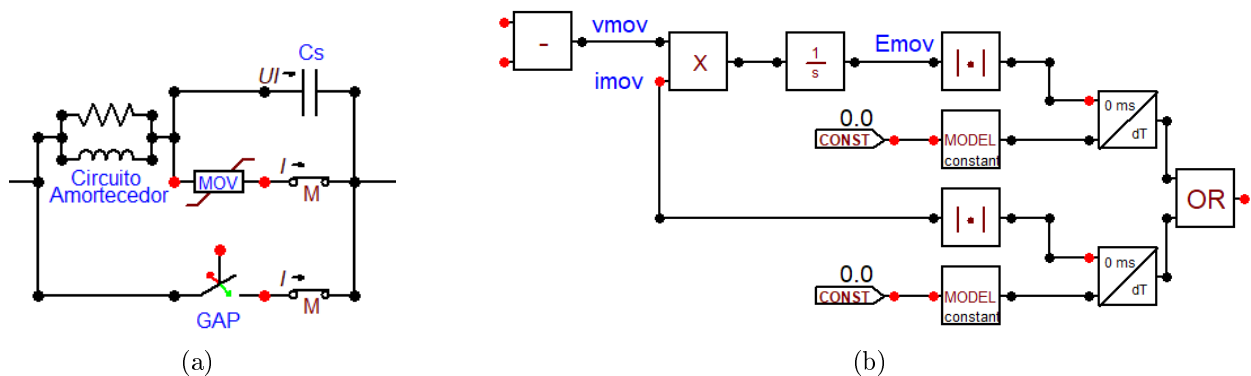


Figura 5.2. Banco de capacitores série da fase A: (a) arranjo implementado, (b) blocos na MODELS que implementam a lógica de controle do GAP.

Nas Figuras 5.2, apresentam-se apenas o circuito elétrico e o diagrama de disparo do GAP referente à fase A de um dos terminais da LT. Ressalta-se que para as demais fases de ambas as extremidades os diagramas são similares.

O sistema modelado no ATP utilizou o MOV do tipo 92 e sua curva característica não-linear foi definida com os pontos apresentados na Tabela 5.3. Para definir as grandezas de tensão limite nos terminais local ($V_{LIM_{LOC}}$) e remoto ($V_{LIM_{REM}}$), foi simulado o sistema sem falta, contendo apenas capacitores no banco. Verificou-se as tensões nestes capacitores, acrescentando 50% do valor como margem de segurança.

Tabela 5.3. Curva característica do MOV.

Corrente [A]	Tensão [V]	U_{LOC} [V]	U_{REM} [V]
0,00011920928955	$0,625.V_{LIM}$	54.687,1875	57.535,3125
5,9029581036	V_{LIM}	$V_{LIM_{LOC}}=87.499,5$	$V_{LIM_{REM}}=92.056,5$
1.000,0	$1,25.V_{LIM}$	109.374,375	115.070,625

As lógicas de disparo do GAP ilustradas na Fig. 5.2(b) foram implementadas na linguagem MODELS do ATP/ATPDraw. Elas são baseadas no valor instantâneo da corrente que passa pelo MOV e no cálculo da energia absorvida por ele (ANDERSON; FARMER, 1996).

A implementação feita na MODELS se baseia nas grandezas de corrente e energia acumulada no MOV para acionamento do GAP. Para definir estes parâmetros de disparo, foram simulados curtos-circuitos trifásicos francos, tanto na barra local quanto na remota, a fim de se obter os valores mais críticos dessas grandezas, aos quais foram acrescidos de 10% como margem de segurança (DINIZ, 2016). Os dados de energia e corrente absorvidas pelo MOV utilizados como limiar para disparo dos GAPs nos terminais local e remoto do sistema avaliado são apresentados na Tabela 5.4.

Tabela 5.4. Limiar de energia e corrente absorvidas pelo MOV para disparo dos GAPs.

Energia [MJ]	Corrente [kA]
$E_{MOV_{LOC}}=EGL=41,3732$	$I_{MOV_{LOC}}=IGL=8,13175$
$E_{MOV_{REM}}=EGR=40,0653$	$I_{MOV_{REM}}=IGR=7,60199$

Nas simulações de curto-circuito foram avaliadas as variações dos seguintes parâmetros: tipo de falta (AT, AB, ABT, ABC), localização da falta (h), resistência de falta (R_F), SIR da fonte local (SIR_L) e carregamento do sistema (δ). As faltas foram aplicadas em $t = 100$ ms, mantidas até o final de cada simulação, sendo o tempo total de simulação $t = 300$ ms.

5.1.1 Atuação do GAP

Um dos maiores desafios da utilização da proteção de distância em LTs com compensação série é a mudança da impedância da linha devido à retirada dos capacitores pela atuação do GAP como forma de proteção deste. Para melhor exemplificar esta atuação de *bypass* dos

capacitores, foi aplicado ao sistema duas condições de curto-circuito monofásico AT, sendo um em 10% e outro em 20% da linha, conforme mostram a Fig. 5.2(a) e 5.2(b), respectivamente. Na simulação destes dois curtos considerou-se: $SIR_L = SIR_R$; $\delta = -8^\circ$; $R_F = 0$.

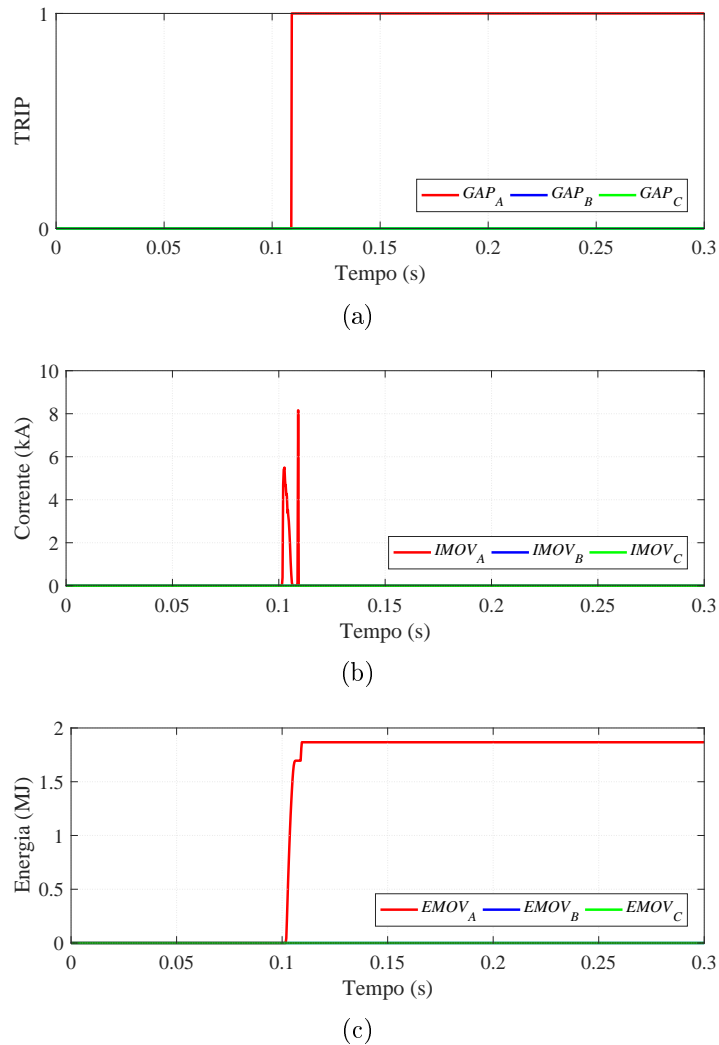


Figura 5.3. Gráficos do MOV para curto-circuito AT em 10% da LT: (a) TRIP; (b) Corrente; (c) Energia.

No curto-circuito em 10% da LT, conforme mostra a Fig. 5.3, o disparo do GAP acontece como consequência de uma alta corrente pelo MOV. Nesse caso, o disparo é feito quase que instantaneamente. Já no curto-circuito em 20% da LT, de acordo com a Fig. 5.4, o GAP é acionado pela energia acumulada no MOV, levando um pouco mais de tempo para ocorrer o disparo. Essas constatações se mantêm nas demais análises, ou seja, sempre que a atuação se dá pela ultrapassagem do limiar de corrente no MOV, ela é muito rápida, enquanto se ela for pela energia acumulada no MOV ela ocorre de maneira mais lenta.

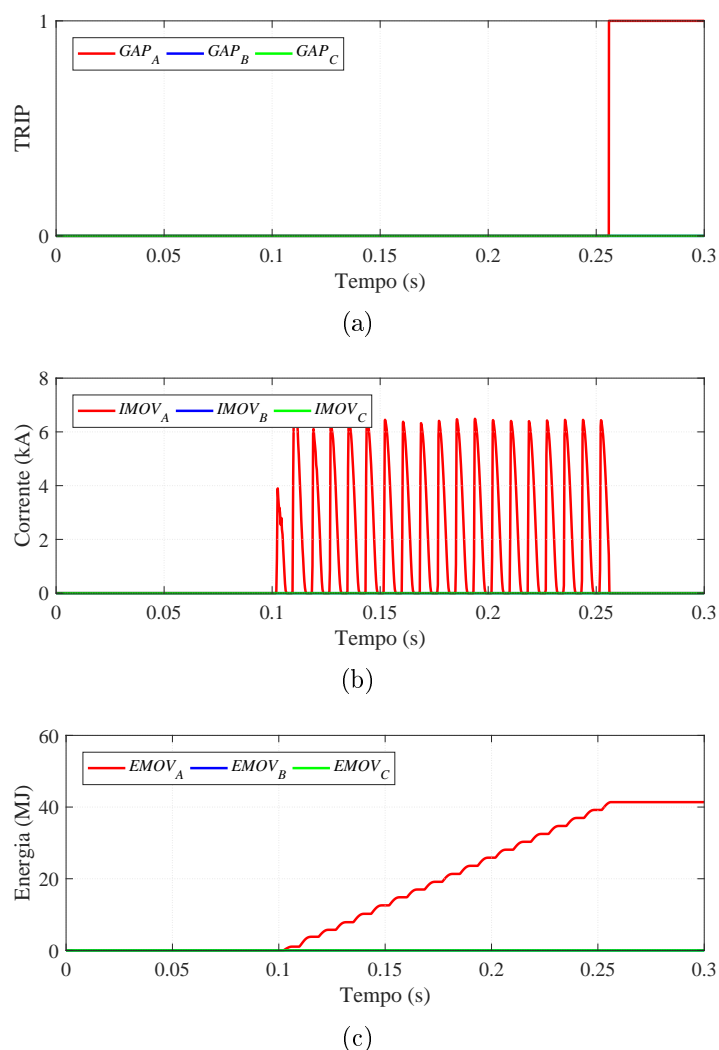


Figura 5.4. Gráficos do MOV para curto-circuito AT em 20% da LT: (a) TRIP; (b) Corrente; (c) Energia.

5.2 ALGORITMO DO RELÉ DE PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA MHO POLARIZADA POR MEMÓRIA DE TENSÃO

Estando todo o sistema modelado e funcionando no *software* ATP/ATPDraw, são coletados dados por meio de duas MODELS, uma referente ao terminar local e outra ao remoto, que servem de entrada para tratamento no *software* MATLAB, onde foi programada a proteção de distância mho polarizada por memória de tensão. Cada uma das MODELS imprime como resultado: o tempo de simulação e as correntes, tensões e situações do GAP nas fases A, B e C.

A estimação de fasores foi realizada a partir do Filtro Cosseno Modificado criado por Hart *et al.* (2000) a uma taxa de amostragem de 16 amostras por ciclo. Este foi empregado para

estimar os fasores tensão e corrente na frequência fundamental de 60 Hz.

O alcance de primeira zona determinado no algoritmo do relé foi de 80% da LT. O comparador de fase utilizado foi o mho polarizado, conforme explicado na seção 2.3.2, por memória de tensão adaptativa proposta por Silva & Almeida (2015), conforme mostrado na seção 2.3.2.1.

Todos os resultados apresentados contêm um gráfico de atuação do GAP com o intuito de analisar a influência da retirada do banco de capacitores no comparador de fase. Para o GAP, considerou-se 1 para *status* de atuação e 0 para não-atuação.

APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS

Nas produções descritas no Capítulo 4 de revisão bibliográfica, são apresentados diversos problemas na implementação da proteção de distância em LTs com compensação série. Encontra-se, portanto, uma necessidade de melhor investigação desses casos.

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

6.1 ANÁLISE TRANSITÓRIA DE CURTO-CIRCUITO (ATC)

Conforme pôde ser visto na seção 3.4, a retirada do banco de capacitores pode acarretar em problemas na atuação da proteção de distância. Assim, realizou-se uma ATC com o intuito de observar o comportamento da proteção no momento em que o GAP atua.

A ATC apresentada na Figura 6.1 é um curto-circuito monofásico franco ($R_F = 0$) na fase A em 15% da LT. A falta foi aplicada em $t = 100$ ms, mantida até o final da simulação, sendo o tempo total de simulação $t = 300$ ms. Nesta análise, é possível observar na Figura 6.1(a) que no momento em que ocorre a atuação do GAP, em aproximadamente 225 ms (como mostrado na Figura 6.1(b)), há variações no comparador de fase mho polarizado, porém não acarretando em mudanças na atuação.

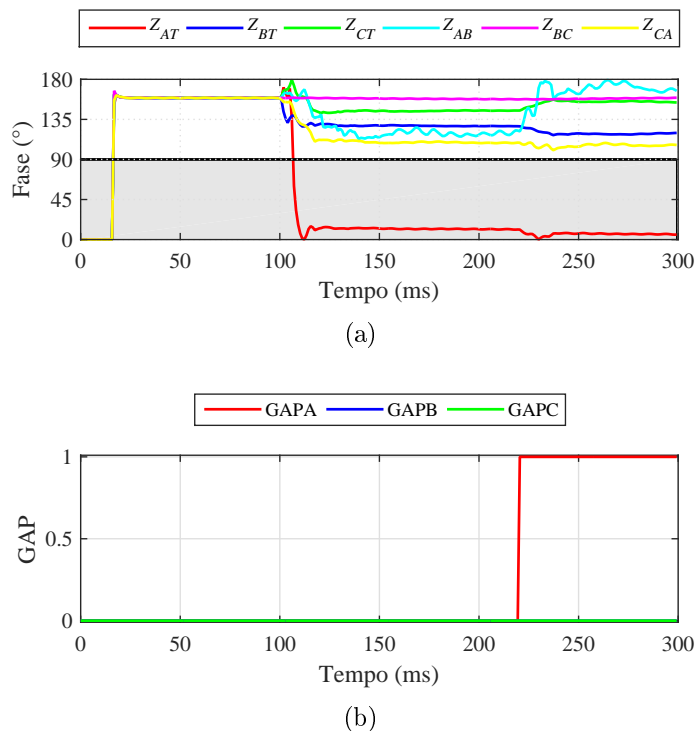


Figura 6.1. Resultados da ATC vistos do terminal local: (a) comparador de fase mho polarizado, (b) atuação do GAP.

6.2 ANÁLISE DE SENSIBILIDADE PARAMÉTRICA (ASP)

Neste tipo de análise, varia-se um parâmetro por vez, mantendo-se os demais com o valor constante. Além disso, toma-se o valor do comparador de fase mho polarizado e o estado das variáveis lógicas do algoritmo apenas no regime permanente de curto-circuito, aqui considerado como sendo 200 ms após o defeito.

Os parâmetros avaliados na ASP, assim como seus respectivos valores, estão apresentados na Tabela 6.1.

Tabela 6.1. Casos simulados na ASP.

Casos	Tipos de Falta	h	R_F	SIR_L	δ
1	AT	Varia	0	0,06	-8°
2	AT	Varia	50Ω	0,06	-8°
3	AT	0,1	Varia	0,06	-8°
4	AB	0,5	Varia	0,06	-8°
5	ABT	0,5	0	Varia	-8°
6	AT	0,1	50Ω	0,06	Varia

Todos os resultados apresentados, tanto do comparador de fase mho polarizado quanto da atuação do GAP, são relacionados ao terminal local do sistema simulado.

6.2.1 Caso 1: Curto-circuito monofásico na fase A variando a localização da falta

No Caso 1, foram simulados curtos-circuitos monofásicos AT considerando uma variação na localização de falta (h variando de 1 a 99% do comprimento total da LT), com $R_F = 0$ e assumindo-se uma fonte local forte ($SIR_L = 0,06$) e um carregamento médio ($\delta = -8^\circ$). É possível verificar que quando o GAP deixa de atuar, o que ocorre em aproximadamente 25% da linha (vide Fig. 6.2(b)), existe uma pequena variação no ângulo de fase visto pelo relé, conforme mostra a Figura 6.2(a). Essa oscilação se deve pela mudança do componente imaginário na impedância da LT ao se inserir os capacitores nesta fase. Mesmo assim, observa-se que não houve interferência na proteção utilizada, a qual continua operando corretamente.

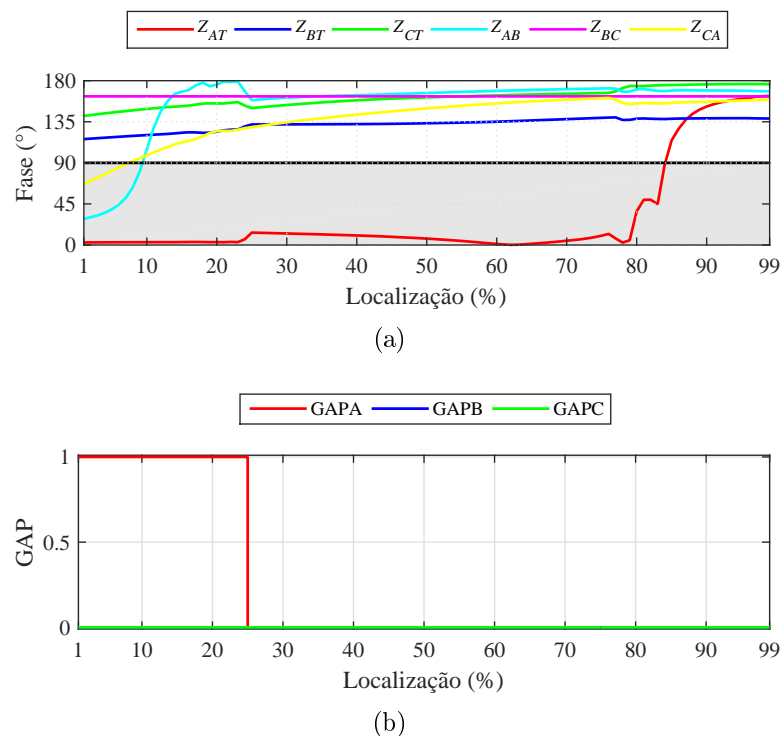


Figura 6.2. Resultados do Caso 1 vistos do terminal local: (a) comparador de fase mho polarizado, (b) atuação do GAP.

6.2.2 Caso 2: Curto-circuito monofásico na fase A com resistência de falta para a terra de $R_f = 50 \Omega$ variando a localização da falta

No Caso 2, utilizou-se a mesma situação avaliada no Caso 1, assumindo-se uma fonte local forte ($SIR_L = 0,06$) e um carregamento médio ($\delta = -8^\circ$), porém considerou-se $R_F = 50 \Omega$. Nestas condições a atuação do GAP em função da localização se mostrou reduzida, como mostra a Figura 6.3(b). Além disso, o comparador mho polarizado teve atuação comprometida, conforme ilustrado na Figura 6.3(a), uma vez que sua cobertura efetiva de primeira zona foi reduzida para aproximadamente 55% da LT.

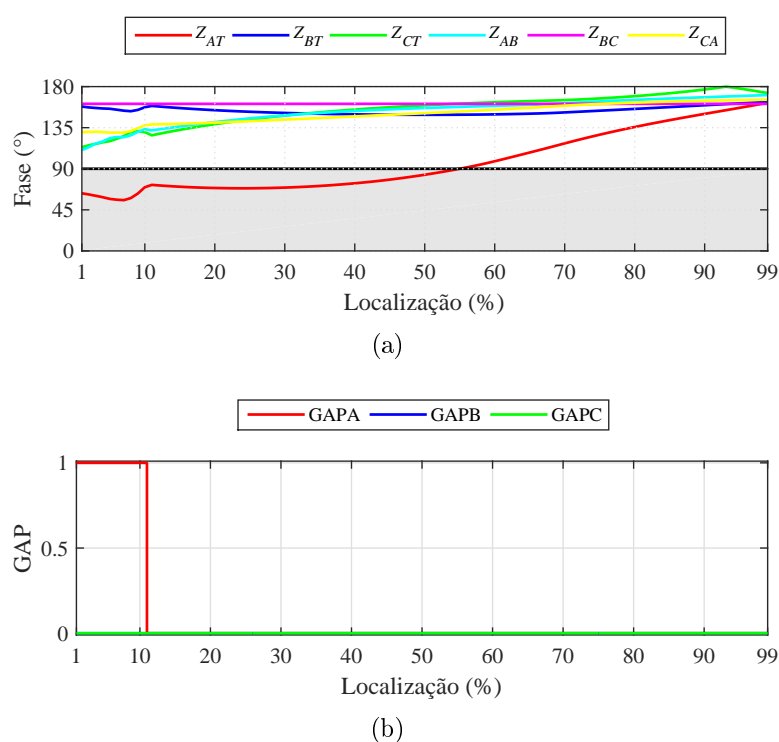


Figura 6.3. Resultados do Caso 2 vistos do terminal local: (a) comparador de fase mho polarizado, (b) atuação do GAP.

6.2.3 Caso 3: Curto-circuito monofásico na fase A em 10% da linha variando a resistência de falta para a terra

O Caso 3 se procedeu com a variação de R_F , mantendo-se os demais parâmetros com valores constantes. Para tanto, considerou-se a variação de R_F de 0 a 150Ω para faltas que envolvem terra e de 0 a 50Ω para faltas entre fases.

Foram simulados curtos-circuitos monofásicos AT em 10% da LT, assumindo-se uma fonte

local forte ($SIR_L = 0,06$) e um carregamento médio ($\delta = -8^\circ$). Neste percentual da linha, a proteção de distância deveria atuar em primeira zona, mas não é isso que mostra a Figura 6.4(a). De fato, na medida que a resistência de falta aumenta, mais a função de distância torna-se subalcançada. Além disso, o GAP deixa de atuar para valores de R_F de aproximadamente 50Ω , conforme mostra a Figura 6.4(b), em decorrência de menor pico de corrente de curto-circuito e acúmulo de energia pelo MOV.

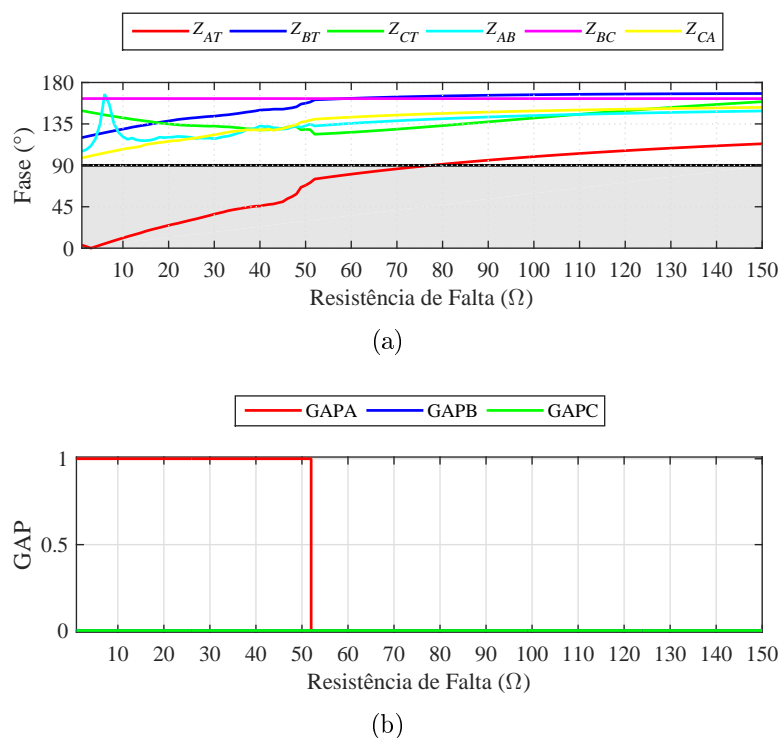


Figura 6.4. Resultados do Caso 3 vistos do terminal local: (a) comparador de fase mho polarizado, (b) atuação do GAP.

6.2.4 Caso 4: Curto-circuito bifásico entre as fases A e B em 50% da linha variando a resistência de falta

No Caso 4, foram simulados curtos-circuitos bifásicos AB em 50% da LT, considerando uma variação na resistência de falta, assumindo-se uma fonte local forte ($SIR_L = 0,06$) e um carregamento médio ($\delta = -8^\circ$). Observa-se na Figura 6.5(b), que à medida que se aumenta R_F , o GAP da fase B passa a não atuar em aproximadamente em 27Ω e o da fase A próximo aos 45Ω . Com a saída do banco de capacitores há uma alteração de comportamento no comparador de fase na fase B, como mostra a Figura 6.5(a), ocasionando o que se chama de impedância de fases desbalanceadas (GONÇALVES, 2007).

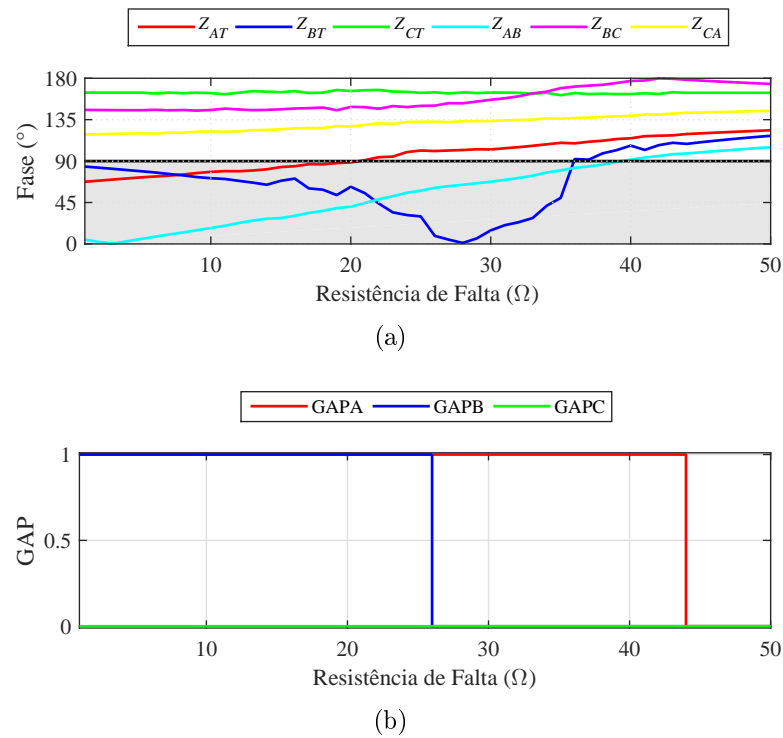


Figura 6.5. Resultados do Caso 4 vistos do terminal local: (a) comparador de fase mho polarizado, (b) atuação do GAP.

6.2.5 Caso 5: Curto-circuito bifásico-terra entre as fases A e B em 50% da linha variando a força da fonte local

No Caso 5, variou-se a força da fonte local, determinando-se o valor da impedância da fonte local a partir de SIR_L variando de 1 a 5 vezes o seu valor nominal de 0,06. De fato, quão maior a impedância da fonte, mais fraca é a sua contribuição para a corrente de curto-circuito no sistema. Foram simulados curtos-circuitos bifásicos-terra ABT em 50% da LT, considerando uma variação na força da fonte local, sendo $R_F = 0$ e $\delta = -8^\circ$. Observa-se que, com o aumento do SIR_L os GAPs vão deixando de atuar, como mostra a Figura 6.6(b), mas não há muita influência no comparador de fase, como pode ser observado na Figura 6.6(a).

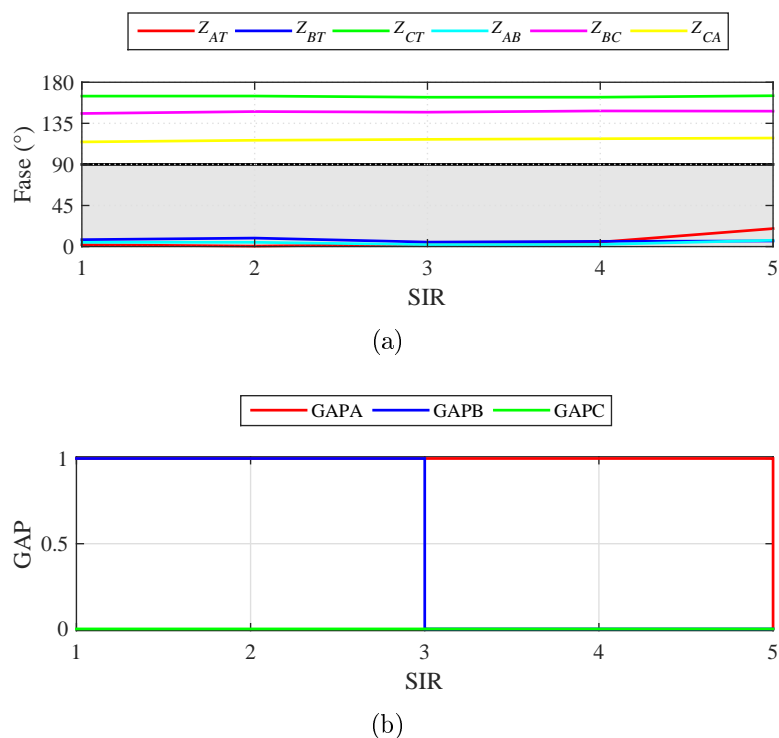


Figura 6.6. Resultados do Caso 5 vistos do terminal local: (a) comparador de fase mho polarizado, (b) atuação do GAP.

6.2.6 Caso 6: Curto-circuito monofásico na fase A com resistência de falta para a terra de $R_f = 50 \Omega$ variando o carregamento

No Caso 6, foi avaliada a influência da variação do ângulo de carregamento (δ) da LT. Para tanto, considerou-se δ variando de -8° a 8° . Para este tipo de variação, definiu-se o fasor na barra local do sistema com 0° , variando apenas o fasor na barra do terminal remoto. É importante ressaltar que os MOVs dos bancos de capacitores série foram dimensionados considerando como carregamento máximo aquele obtido com $\delta = -8^\circ$. Foram simulados curtos-circuitos monofásicos AT em 10% da LT, considerando-se a variação de δ e assumindo $R_F = 50 \Omega$ e $SIR_L = 0,06$. É possível observar na Figura 6.7(a) uma pequena variação na transição do carregamento de -8° para -7° . Isso se deve ao fato do GAP deixar de atuar a partir de $\delta = -7^\circ$, como mostra a Figura 6.7(b).

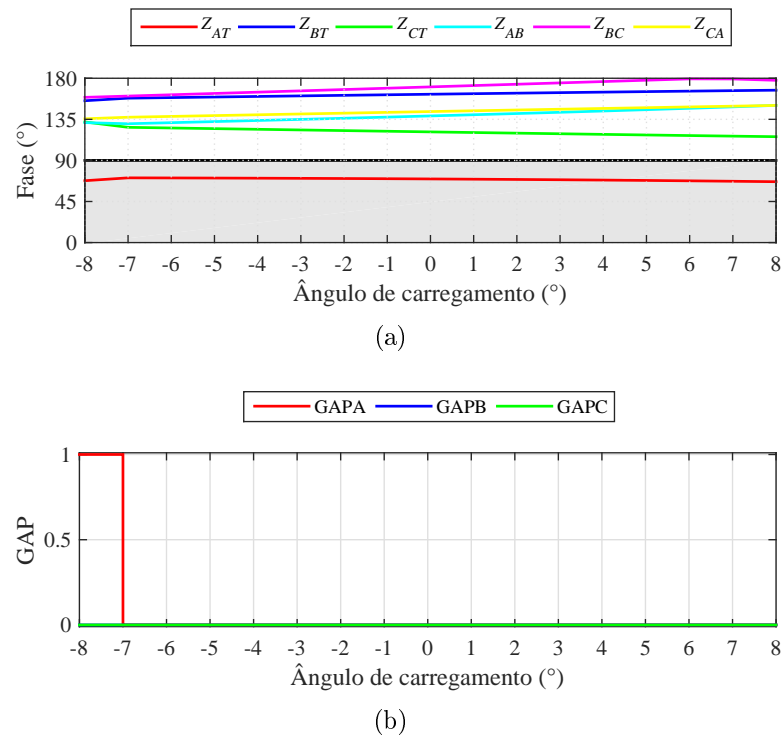


Figura 6.7. Resultados do Caso 6 vistos do terminal local: (a) comparador de fase mho polarizado, (b) atuação do GAP.

CONCLUSÕES

Esta dissertação teve como objetivo analisar o desempenho da função de distância quando aplicada na proteção de LTs com compensação série a partir da variação de cinco parâmetros: tipo de falta, localização da falta, resistência de falta, força da fonte e ângulo de carregamento.

De forma ideal, o GAP deve atuar para curtos-circuitos internos, evitando o *bypass* do banco de capacitores, para defeitos externos à LT. Todavia, observou-se nesse trabalho que essa premissa nem sempre é válida, de modo que o GAP deixa de atuar para vários curtos-circuitos internos, a depender da combinação de variáveis como localização e resistência da falta. Assim, a proteção deverá ser devidamente ajustada, considerando-se que o banco de capacitores poderá permanecer em operação mesmo para curtos-circuitos internos.

Variando a localização de falta, a proteção empregada atuou como o esperado no caso. Porém, ao se considerar $R_F = 50 \Omega$, a cobertura efetiva da primeira zona do relé limita-se à apenas 55% da LT.

Ao variar R_F , há uma redução do alcance da proteção (i.e., o relé fica subalcançado). De fato, a característica mho polarizada opera corretamente até um certo valor de R_F .

Observou-se que a variação da força da fonte (i.e., potência de curto-circuito) não acarretou grandes impactos nos casos avaliados. Contudo, há uma diferenciação na atuação do GAP para cada tipo de curto-circuito simulado.

Quanto à variação do carregamento, constatou-se que a mesma também não trouxe influência na operação do comparador utilizado nas simulações.

A partir do estudo realizado nesta dissertação, é possível afirmar que o comparador mho polarizado, tal qual avaliado, opera com elevada confiabilidade. Entretanto, é importante ressaltar que a sua cobertura efetiva de primeira zona pode ficar bastante reduzida, o que requer o uso de elementos de sobrealcance em conjunto com lógicas de teleproteção para promover a

proteção unitária da LT.

Diante do trabalho exposto e dos resultados alcançados, propõe-se como continuação do estudo apresentado nesta dissertação os seguintes tópicos:

- Avaliar o desempenho da proteção de distância para diferentes níveis de compensação;
- Realizar um estudo de otimização da atuação da proteção do banco de capacitores e da proteção da LT;
- Realizar um estudo de desempenho de outras funções de proteção para LTs com compensação série, a exemplo das funções baseadas no domínio do tempo e em ondas viajantes que estão disponíveis comercialmente em relés de proteção.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ACHARY, K. S. K.; RAJA, P. Adaptive design of distance relay for series compensated transmission line. *Energy Procedia*, v. 117, p. 527–534, 2017. ISSN 1876-6102. Citado na página 39.
- ANDERSON, P. M. *Power System Protection*. Piscataway, New Jersey, EUA: John Wiley & Sons Inc., 1999. Citado 2 vezes nas páginas 1 e 5.
- ANDERSON, P. M.; FARMER, R. G. *Series Compensation of Power Systems*. Encinitas, California, EUA: PBLSH Inc., 1996. Citado 5 vezes nas páginas 2, 31, 32, 44 e 45.
- ANEEL. *Relatório de Análise: Desligamentos Forçados do Sistema de Transmissão*. Brasília, Brasil, 2017. Citado na página 1.
- BAKIE, E.; WESTHOFF, C.; FISCHER, N.; BELL, J. Voltage and current inversion challenges when protecting series-compensated lines - a case study. In: *2016 69th Annual Conference for Protective Relay Engineers (CPRE)*. [S.l.: s.n.], 2016. Citado na página 38.
- BISWAL, M.; PATI, B. B.; PRADHAN, A. K. Adaptive distance relay setting for series compensated line. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, v. 52, n. Supplement C, p. 198 – 206, 2013. ISSN 0142-0615. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S014206151300135X>>. Citado na página 36.
- CONCEIÇÃO, J. B. R. *Análise de Transitórios em Linhas de Transmissão com Compensação Série*. [S.l.], 2015. Citado 7 vezes nas páginas 29, 30, 31, 32, 33, 34 e 37.
- COOK, V. *Analysis of Distance Protective Relaying*. [S.l.]: Jonh Wiley & Sons, New York, USA, 1985. Citado 2 vezes nas páginas 20 e 23.
- DINIZ, O. P. *Análise no Plano Alfa da Proteção Diferencial de Linhas de Transmissão com Compensação Série*. Dissertação (Mestrado) — Universidade de Brasília, Jun. 2016. Citado 3 vezes nas páginas 30, 44 e 45.
- FRANCO, M. A. *Análise da Impedância Aparente Vista por Relés de Distância*. Monografia (TCC) — Universidade de Brasília, Brasília, Fev. 2011. Citado na página 7.
- FRONTIN, S. O. *Equipamentos de Alta Tensão - Prospeção e Hierarquização de Inovações Tecnológicas*. Brasília, BR: Goya Editora LTDA., 2013. Citado 4 vezes nas páginas 25, 26, 30 e 41.
- GAMA, C. A. *Utilização de Equipamentos com Tecnologia FACTS (Flexible AC Transmission Systems) em Sistemas de Potência - Compensação Série Controlada*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Santa Catarina, Abr. 1995. Citado na página 26.

- GHEITASI, A. Evaluation of performance of distance relays in presence of series compensators. In: *2015 IEEE PES Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference (APPEEC)*. [S.l.: s.n.], 2015. p. 1–4. Citado na página 38.
- GONÇALVES, D. N. *Desempenho do Relé de Distância em Linhas de Transmissão Compensadas com TCSC*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Rio de Janeiro, Set. 2007. Citado 12 vezes nas páginas 6, 7, 16, 18, 25, 28, 29, 30, 31, 32, 36 e 53.
- D. G. Hart, D. Novosel & R. A. Smith. *Modified Cosine Filters*. 2000. US Patent 6 154 687, nov 2000. Citado na página 47.
- HASHEMI, S. M.; HAGH, M. T.; SEYEDI, H. A novel backup distance protection scheme for series-compensated transmission lines. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 29, n. 2, p. 699–707, April 2014. ISSN 0885-8977. Citado na página 37.
- IEEE POWER SYSTEM RELAYING COMMITTEE. *EMTP Reference Models for Transmission Line Relay Testing*. [S.l.], 2004. Disponível em: <<http://www.pes-psrc.org>>. Citado na página 43.
- KINDERMANN, G. *Proteção de Sistemas Elétricos de Potência*. 2. ed. Florianópolis, Brasil: [s.n.], 2005. Citado 2 vezes nas páginas 5 e 6.
- LEUVEN EMTP CENTER. *ATP - Alternative Transient Program: Rule book*. Herverlee, Belgium, 1987. Citado na página 40.
- MAGAGULA, X. G.; NICOLAE, D. V.; YUSUFF, A. A. The performance of distance protection relay on series compensated line under fault conditions. In: *AFRICON 2015*. [S.l.: s.n.], 2015. p. 1–6. Citado na página 38.
- MAORI, A.; TRIPATHY, M.; GUPTA, H. O. An advance compensated mho relay for protection of tcsc transmission line. In: *2014 6th IEEE Power India International Conference (PIICON)*. [S.l.: s.n.], 2014. p. 1–6. Citado na página 37.
- MILLER, T. J. E. *Reactive Power Control in Electric Systems*. New York, USA: John Wiley & Sons Inc., 1982. Citado na página 25.
- OLIVEIRA, A. L. P. *Avaliação do Comportamento da Proteção de Distância em Linhas de Transmissão com Compensação Série Fixa através da Simulação Digital em Tempo Real*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Itajubá, Jan. 2007. Citado 9 vezes nas páginas iii, 26, 27, 28, 31, 32, 33, 34 e 35.
- ONS. *Sobre o SIN*. 2018a. [Http://ons.org.br](http://ons.org.br). Disponível em: <<http://ons.org.br>>. Citado na página 1.
- ONS. *Sistema de Transmissão - Horizonte 2017*. 2018c. [Http://ons.org.br/pt/paginas/sobre-o-sin/mapas](http://ons.org.br/pt/paginas/sobre-o-sin/mapas). Disponível em: <<http://ons.org.br/pt/paginas/sobre-o-sin/mapas>>. Citado 2 vezes nas páginas iii e 2.
- ORDUNA, E.; COLOME, D. G.; GUIDI, G. D.; G., R.; TORRES, O. M.; SALINAS, J. Behavior of the digital fourier transform as numerical filter in distance protection of series compensated transmission lines. simulations with a real transmission system. *IEEE Latin America Transactions*, v. 10, n. 5, p. 2080–2087, Sept 2012. ISSN 1548-0992. Citado na página 36.

- PAINTHANKAR, Y. G.; BHIDE, S. R. *Fundamentals of Power System Protection*. New Delhi, India: Prentice-Hall, 2007. Citado 2 vezes nas páginas 18 e 19.
- PAJUELO, E.; RAMAKRISHNA, G.; SACHDEV, M. S. Phasor estimation technique to reduce the impact of coupling capacitor voltage transformer transients. *IET Generation, Transmission Distribution*, v. 2, n. 4, p. 588–599, July 2008. ISSN 1751-8687. Citado na página 43.
- PARIHAR, V. R.; DHOTE, A. P. Distance protection problem in series-compensated transmission lines. *International Journal of Advanced Trends in Technology, Management and Applied Science (IJATTMAS)*, v. 3, n. 10, p. 44–48, 2017. Citado na página 39.
- ROBERTS, J.; GUZMAN, A.; SCHWEITZER, E. O. $Z=v/i$ does not make a distance relay. In: *20th Annual Western Protective Relay Conference*. Spokane, WA: [s.n.], 1993. Citado 3 vezes nas páginas 7, 19 e 21.
- SILVA, K. M. *Estimação de Fasores Baseada na Transformada Wavelet para Uso na Proteção de Distância de Linhas de Transmissão*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Campina Grande, Abr. 2009. Citado 5 vezes nas páginas iii, 19, 20, 23 e 24.
- SILVA, K. M.; ALMEIDA, M. L. S. Positive sequence voltage memory filter for numerical digital relaying applications. *Electronics Letters*, v. 51, n. 21, p. 1697–1699, 2015. ISSN 0013-5194. Citado 3 vezes nas páginas 21, 22 e 48.
- SILVA, K. M.; ALMEIDA, M. L. S. Filtro de memória de tensão de sequência positiva para uso em relés numéricos microprocessados. In: *Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos*. [S.l.: s.n.], 2016. p. 1–6. Citado na página 21.
- SILVA, S. P. O. *Influência da Corrente Capacitiva de Linhas de Transmissão no Desempenho da Função de Proteção de Distância*. Dissertação (Mestrado) — Universidade de Brasília, Abr. 2018. Citado na página 7.
- TONAPE, P. M.; THORAT, A. R.; TONAPE, M. M. Modified design of distance relay for series compensated transmission line. In: *2016 International Conference on Circuit, Power and Computing Technologies (ICCPCT)*. [S.l.: s.n.], 2016. p. 1–6. Citado na página 37.
- ZIEGLER, G. *Numerical Distance Protection: Principles and Applications*. 2nd. ed. Berlin, Germany: Siemens, 2006. Citado 3 vezes nas páginas 18, 20 e 21.
- ZIEGLER, G. *Numerical Distance Protection: Principles and Applications*. 4nd. ed. Berlin, Germany: Siemens, 2011. Citado na página 2.