

DESEMPENHO DO RELÉ DE DISTÂNCIA EM LINHAS DE TRANSMISSÃO  
COMPENSADAS COM TCSC

David do Nascimento Gonçalves

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

Aprovada por:

---

Prof. Maurício Aredes, Dr.-Ing.

---

Prof. Sandoval Carneiro Junior, Ph.D.

---

Dr. Paulo Gomes, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

SETEMBRO DE 2007

GONÇALVES, DAVID DO NASCIMENTO

Desempenho do Relé de Distância em  
Linhas de Transmissão Compensadas com  
TCSC [Rio de Janeiro] 2007

XI, 150 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc.,  
Engenharia Elétrica, 2007)

Dissertação – Universidade Federal do Rio  
de Janeiro, COPPE

1. Relé de Distância
2. Compensação Série

I. COPPE/UFRJ    II. Título ( série )

À minha mulher Flávia,

Aos meus pais Paulo Cesar e Pedrina (*in memoriam*),

Aos meus irmãos Fernando, Luis Henrique, Miriam, Débora, Sara e Samuel.

## AGRADECIMENTOS

A Deus, que me sustenta e me oferta inúmeras oportunidades de ser feliz.

À minha mulher Flávia, fortaleza e companheira leal nesta difícil caminhada. O seu amor e sua compreensão fizeram deste trabalho realidade.

À minha mãe, que em outro plano olha por mim e ilumina meus passos.

Ao meu pai e aos meus irmãos, que me oferecem toda a estrutura e o amor que uma família pode ofertar.

Ao meu orientador Maurício Aredes, por sua paciência e grande amizade.

Aos amigos e engenheiros Antonio Felipe da Cunha de Aquino e Gilson Ferreira dos Santos Jr., que tiveram papel fundamental na realização deste trabalho. Sem a inestimável contribuição por eles prestada, este trabalho não seria possível. Mais que amigos, meus irmãos.

Aos engenheiros Silvângela Lílian da Silva Lima Barcelos e Fábio Domingues de Jesus, que me mostraram o real significado de trabalho em equipe.

Ao engenheiro Antônio Carlos da Rocha Duarte, por sua importante dedicação na revisão deste trabalho.

Aos colegas do ONS, por todo apoio e motivação. Em especial agradeço a contribuição dos engenheiros Fernando Aquino Viotti, Jorge Miguel Ordacgi Filho, Rui Menezes de Moraes, Dauro da Costa Lima, Guilherme Cardoso Júnior, Tatiana Maria Tavares de Souza Alves, Venilton Rodrigues de Oliveira, Ricardo Tenório, Henildo Medeiros de Barros e Mauricio Passaro.

A todos àqueles que colaboraram direta ou indiretamente para a realização deste trabalho e que não foram citados nominalmente.

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

## DESEMPENHO DO RELÉ DE DISTÂNCIA EM LINHAS DE TRANSMISSÃO COMPENSADAS COM TCSC

David do Nascimento Gonçalves

Setembro/2007

Orientador: Maurício Aredes

Programa: Engenharia Elétrica

Este trabalho tem como finalidade apresentar aspectos teóricos e de simulação computacional relativos à aplicação de relés de distância em linhas de transmissão compensadas com TCSC (*Thyristor-Controlled Series Capacitors*). O relé de distância pode atuar indevidamente quando influenciado por determinados fatores, entre eles a compensação série. A presença de compensadores série em uma linha de transmissão, em especial a de dispositivos FACTS (*Flexible AC Transmission System*) como o TCSC, impõe alterações consideráveis na impedância “vista” pelo relé de distância, o que pode resultar em atuação indevida desse relé. Neste trabalho é mostrado que não somente a proteção da linha compensada é afetada pela presença da compensação série, mas também a proteção da linha adjacente sofre sua influência, dependendo da atuação dos elementos de proteção dos capacitores que compõem a compensação série – MOV (*Metal Oxide Varistor*) e centelhador (*gap*). Algumas soluções para a eliminação ou mitigação dos problemas causados pela compensação série na proteção de distância são discutidas neste trabalho. A análise computacional da influência da compensação série sobre o relé de distância foi realizada com base em um modelo digital da Interligação Norte-Sudeste do Sistema Elétrico Brasileiro.

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

PERFORMANCE OF THE DISTANCE RELAY IN TCSC COMPENSATED  
TRANSMISSION LINES

David do Nascimento Gonçalves

September/2007

Advisor: Maurício Aredes

Department: Electric Engineering

This work presents theoretical aspects and computational simulations to examine the behavior of distance relays in transmission lines that are compensated with TCSC (Thyristor-Controlled Series Capacitors). The distance relay can operate improperly when influenced by certain factors, such as series compensation. The presence of series compensators in a transmission line, in special FACTS (Flexible AC Transmission System) devices as the TCSC, changes the apparent impedance measured by the distance relay, which can result in undesirable performance of this relay. In this work, it is shown that not only the protection of the compensated line is affected by the presence of the series compensation, but the protection of the adjacent line also experiences its influence, depending on the performance of the protection elements of the capacitors that compose the series compensation - MOV (Metal Oxide Varistor) and gap. Some solutions for the elimination or reduction of the problems caused by the series compensation in the distance protection are discussed in this work. The computational analysis of the influence of the series compensation series on the distance relay was done based on the digital model of the North-Southeast Interconnection in the Brazilian Electrical System.

# ÍNDICE

Lista de Abreviações e Símbolos.....	x
<b>CAPÍTULO 1 Introdução .....</b>	<b>1</b>
1.1 Identificação do Problema.....	1
1.2 Objetivos .....	2
1.3 Estrutura do Texto.....	3
<b>CAPÍTULO 2 Conceitos sobre o Relé de Distância.....</b>	<b>5</b>
2.1 Princípios Básicos .....	5
2.2 Medição de Impedância de Falta .....	9
2.2.1 <i>Linha de Transmissão Não Radial</i> .....	9
2.2.1.1 <i>Falta Trifásica</i> .....	11
2.2.1.2 <i>Falta Monofásica (A-Terra)</i> .....	15
2.2.1.3 <i>Falta Bifásica (B-C)</i> .....	20
2.2.1.4 <i>Falta Bifásica-Terra (B-C-Terra)</i> .....	22
2.2.1.5 <i>Quadros Resumo</i> .....	24
2.2.2 <i>Linhas paralelas acopladas magneticamente com Alimentação em ambos os Terminais</i> .....	25
2.3 Diagrama R-X.....	32
2.4 Características de Operação de Relés de Distância.....	34
2.5 Esquemas Básicos de Relés de Distância .....	42
2.5.1 <i>Esquema Convencional de Três Zonas</i> .....	42
2.5.2 <i>Esquemas de Teleproteção (canal piloto)</i> .....	44
2.6 Fenômenos que influenciam a atuação dos Relés de Distância.....	49
<b>CAPÍTULO 3 Compensação Série .....</b>	<b>52</b>
3.1 Fundamentos .....	52
3.2 A Compensação Série e a Estabilidade [12][13] .....	53
3.3 Localização da Compensação Série.....	55
3.4 Dimensionamento da Compensação Série .....	56
3.5 Ressonância Subsíncrona .....	57
3.6 TCSC ( <i>Thyristor-Controlled Series Capacitor</i> ) .....	59
3.6.1 <i>Conceitos Básicos</i> .....	59
3.6.2 <i>Ordem de Reatância</i> .....	61
3.6.3 <i>Modos de Operação</i> .....	65
3.6.4 <i>Aspectos Construtivos</i> .....	66
3.6.5 <i>Proteções</i> .....	69

3.6.6	Controle.....	73
3.6.7	Disparo.....	77

**CAPÍTULO 4 A Influência da Compensação Série no Desempenho da Proteção de Distância..... 80**

4.1	Fenômenos que influenciam a Proteção por Relés de Distância .....	80
4.1.1	Transitórios Harmônicos.....	80
4.1.2	Variações do Alcance de Zonas de Atuação devido à atuação de gap ou de MOV .....	81
4.1.3	Efeito da Impedância de Fase Desbalanceada .....	82
4.1.4	Inversão de Corrente.....	83
4.1.5	Inversão de Tensão .....	86
4.2	Esquemas de Proteção para Linhas Compensadas.....	89
4.2.1	Esquema de Comparação de Fase Segregado.....	90
4.2.2	Esquemas de Comparação Direcional .....	90
4.2.2.1	Proteção por Ondas Trafegantes .....	91
4.2.2.2	Proteção de Sobrecorrente Direcional para faltas à terra.....	91
4.2.2.3	Proteção por Relés de Distância.....	92
4.3	Análise do Impacto do TCSC no Desempenho do Relé de Distância.....	97

**CAPÍTULO 5 Simulações Computacionais ..... 99**

5.1	Sistema Estudado.....	99
5.1.1	Características do Sistema de Potência.....	99
5.1.2	Sistema de Proteção.....	103
5.2	Modelagem Digital.....	104
5.2.1	Modelagem do Sistema de Potência.....	104
5.2.2	Modelagem dos TCSCs.....	106
5.2.2.1	Circuito de Potência.....	106
5.2.2.2	Circuito de Disparo.....	107
5.2.2.3	Proteções.....	108
5.2.2.4	Estratégias de Controle .....	109
5.2.3	Modelagem do Relé de Distância Mho Polarizado.....	110
5.2.4	Modelagem da Medição da Impedância “Vista” pelo Relé de Distância.....	114
5.3	Estudo de Casos.....	115
5.3.1	Análise da atuação dos MOVs e dos gaps.....	115
5.3.1.1	Falta $F_1$ .....	117
5.3.1.2	Falta $F_2$ .....	120
5.3.1.3	Falta $F_3$ .....	122
5.3.1.4	Falta $F_4$ .....	124
5.3.1.5	Falta $F_5$ .....	127
5.3.1.6	Falta $F_6$ .....	129
5.3.1.7	Falta $F_7$ .....	131



5.3.2	<i>Análise da Atuação do Relé de Distância</i> .....	134
5.3.2.1	<i>Transitórios Subharmônicos</i> .....	134
5.3.2.2	<i>Alteração de Alcance do Relé em função da Atuação do MOV e do Gap</i> .....	137
5.3.2.3	<i>Impacto da Dinâmica do TCSC</i> .....	139
5.4	Análise dos Resultados.....	142
<b>CAPÍTULO 6 Conclusões e Estudos Futuros</b> .....		<b>143</b>
<b>Referências Bibliográficas</b> .....		<b>145</b>

## LISTA DE ABREVIÇÕES E SÍMBOLOS

---

21	Relé de Distância
67N	Relé de sobrecorrente direcional contra faltas à terra
$\alpha$	Ângulo de disparo dos tiristores
$\beta$	Ângulo de defasagem entre os sinais de entrada do comparador de fase
$\omega$	Frequência angular do sistema de potência
$\omega_0$	Frequência angular de ressonância
$\omega$	Parâmetro de desempenho do TCSC
BCS	Banco de Capacitor Série Fixo
$C_{TCSC}$	Capacitância do TCSC
DJ	Disjuntor
FACTS	<i>Flexible AC Transmission Systems</i>
$f_c$	Frequência natural de oscilação de um sistema com compensação série
$f_0$	Frequência do sistema de potência (frequência síncrona)
H	Constante de inércia
$I_L$	Corrente da linha de transmissão
$I_C$	Corrente do capacitor
$I_{TH}$	Corrente dos tiristores
k	Grau de compensação série da linha de transmissão
$L_{LT}$	Indutância da linha de transmissão
$L_{TCSC}$	Indutância do TCSC
MOV	<i>Metal-Oxide Varistor</i>
NGH	Dispositivo criado por Narain G. Hingorani para suprimir interações torcionais
ONS	Operador Nacional do Sistema Elétrico
POTT	<i>Permissive Overreach Transfer Trip</i>
PLL	<i>Phase-Locked Loop</i>
POD	<i>Power Oscillation Damping</i>
PSS	<i>Power Systems Stabilizers</i>
RSS	Ressonância Subsíncrona
TC	Transformador de corrente

TCR	<i>Thyristor-Controlled Reactor</i>
TCSC	<i>Thyristor-Controlled Series Capacitors</i>
TP	Transformador de potencial
$V_C$	Tensão sobre o capacitor
$X_C$	Reatância capacitiva série
$X_{C\text{ TCSC}}$	Reatância capacitiva do TCSC
$X_L$	Reatância indutiva
$X_{L\text{ TCSC}}$	Reatância do reator controlado por tiristor
$X_{L\text{C TCSC}}$	Reatância equivalente resultante da associação em paralelo entre $X_{C\text{ TCSC}}$ e $X_{L\text{ TCSC}}$
$X_{LT}$	Reatância indutiva da linha de transmissão
$X_{\text{TCSC}}$	Ordem de reatância do TCSC
$Z_R$	Impedância de ajuste do relé de distância
$Z_S$	Impedância da fonte a montante do relé de distância

# CAPÍTULO 1

## INTRODUÇÃO

---

---

### 1.1 Identificação do Problema

O emprego da compensação série oferece importantes vantagens para os sistemas de transmissão de longa distância, tais como o aumento da capacidade de transferência de potência e da margem de estabilidade eletromecânica, uma melhor regulação de tensão e a redução de perdas. No caso da aplicação de compensadores série controlados é possível, ainda, amortecer oscilações eletromecânicas entre áreas. A compensação série cumpre suas finalidades ao variar a reatância série da linha de transmissão em que se encontra instalada.

A utilização de compensadores série não envolve apenas benefícios, visto que tais equipamentos introduzem problemas nos sistemas de potência e de proteção. Dentre os fatores que determinam o nível de interferência no sistema de proteção, destacam-se: localização dos elementos compensadores, grau de compensação da linha, localização dos transformadores de potencial conectados aos relés e atuação dos dispositivos de proteção dos capacitores série. Apesar dessas questões, a compensação série vem sendo cada vez mais utilizada em todo mundo, por representar uma das mais efetivas técnicas usadas para o aumento de estabilidade eletromecânica e da capacidade de transferência de potência. Por este motivo, cuidados especiais relativos aos projetos do compensador e do sistema de proteção devem ser considerados, visando uma adequada convivência entre a compensação e a proteção da linha compensada e de linhas adjacentes.

De todas as funções de proteção de linhas de transmissão, a de distância é a mais afetada pela compensação série, sobretudo com relação à discriminação de direcionalidade e à variação de alcance dos relés. Dependendo da localização do transformador de potencial conectado ao relé, da localização da falta, do tipo de polarização do relé, da intensidade da corrente de falta e do grau de compensação, problemas indesejáveis como o sobrealcance do relé e fenômenos de inversão de corrente ou tensão podem ser observados. O sobrealcance pode fazer com que o relé

“veja” faltas externas como internas, enquanto que as inversões implicam na atuação indevida para faltas reversas e recusas de atuação para faltas internas.

Os efeitos da compensação série sobre a proteção de distância podem ser mais pronunciados quando a compensação é controlada. A variação dinâmica da reatância do TCSC (*Thyristor-Controlled Series Capacitors*) durante uma condição de falta, por exemplo, pode agravar o sobrealcance do relé de distância.

## 1.2 Objetivos

Em virtude do crescente emprego da compensação série no sistema elétrico brasileiro, estudos relativos aos seus impactos sobre o desempenho da proteção da linha compensada e de linhas adjacentes tornam-se cada vez mais importantes. A principal motivação deste trabalho é o interesse em analisar a influência da compensação sobre a proteção de distância, com base em um modelo digital de um sistema de transmissão real e de grande importância para o sistema elétrico brasileiro – a Interligação Norte-Sudeste. O referido sistema de transmissão contempla compensadores série fixos e controláveis (TCSC), o que torna o exame proposto mais abrangente.

Os principais objetivos do presente trabalho são:

- Apresentar conceitos básicos sobre os relés de distância, enfatizando a medição da impedância de falta, os esquemas de proteção baseados nesse relés e os fenômenos que afetam o desempenho da proteção de distância;
- Abordar aspectos teóricos, construtivos e de operação da compensação série, realizando considerações especiais sobre o TCSC;
- Analisar a influência da compensação série sobre a proteção de distância, destacando fatores como o transitório subharmônico e o sobrealcance da unidade de subalcance.
- Avaliar o desempenho do relé de distância frente à dinâmica do controle do TCSC.

- Apresentar modelos digitais simplificados de uma característica mho polarizada por ação de memória e de um módulo de medição de impedância de falta, que equivale à “visão” do relé de distância frente a condições de falta.

### 1.3 Estrutura do Texto

Esta dissertação encontra-se dividida em 6 capítulos. O primeiro capítulo introduz aspectos sobre o emprego da compensação série e de seu impacto no desempenho dos relés de distância, assim como apresenta a motivação e os principais objetivos deste trabalho.

São apresentados no Capítulo 2 conceitos básicos sobre o relé de distância, tais como princípio de operação, medição da impedância “vista” pelo relé, diagrama R-X, características de operação, esquemas de proteção baseados em relés de distância e fatores que influenciam o desempenho do relé de distância.

O Capítulo 3 descreve, inicialmente, conceitos fundamentais da compensação série. Em seguida, é discutida a relevância da compensação série na estabilidade eletromecânica do sistema. Aspectos relativos à localização e ao dimensionamento dos equipamentos de compensação série, bem como sobre a relação entre a compensação série e o fenômeno de Ressonância Subsíncrona (RSS), também são considerados nesse capítulo. Por fim, diversas questões sobre o dispositivo TCSC são abordadas.

No Capítulo 4 encontra-se o detalhamento da influência da compensação série sobre a proteção de distância. Fenômenos como transitórios harmônicos, variação do alcance de zonas de atuação em função da atuação do *gap* ou do MOV e inversão de tensão ou corrente são descritos. O capítulo é concluído com a descrição de esquemas de proteção empregados em linhas compensadas e a análise do impacto do TCSC no valor da impedância “vista” pelo relé de distância.

O Capítulo 5 refere-se às simulações computacionais. Primeiramente, o sistema elétrico objeto deste trabalho – a Interligação Norte-Nordeste – e os componentes do modelo digital usado nas simulações são apresentados. Em seguida, são descritos estudos de casos que evidenciam as seguintes questões: o comportamento dos MOVs e dos *gaps* situados na Interligação, frente a condições de falta; o

desempenho do relé de distância frente a transitórios harmônicos, à atuação de MOVs e *gaps* e à dinâmica do controle dos TCSCs.

No Capítulo 6 encontram-se as conclusões do trabalho após as análises teóricas e computacionais, além de recomendações de tópicos a serem abordados em trabalhos futuros.

## CAPÍTULO 2

### CONCEITOS SOBRE O RELÉ DE DISTÂNCIA

---

---

#### 2.1 Princípios Básicos

Do empenho em se substituir a proteção de sobrecorrente, sobretudo, em linhas de alta e extra-alta tensão, em virtude de sua sensibilidade ser inerentemente dependente da impedância da fonte, surgiu o relé de distância. Este relé tem como objetivo medir a impedância, admitância ou a reatância entre o ponto onde está instalado e o ponto de falta ou de carga [1], baseando-se nas grandezas medidas por transformadores de corrente (TCs) e transformadores de potencial (TPs).

A denominação “relé de distância” surgiu da proporcionalidade observada entre a impedância da linha de transmissão e o seu comprimento. Portanto, o que o relé de distância mede não é a distância propriamente dita, mas os parâmetros da linha de transmissão [1].

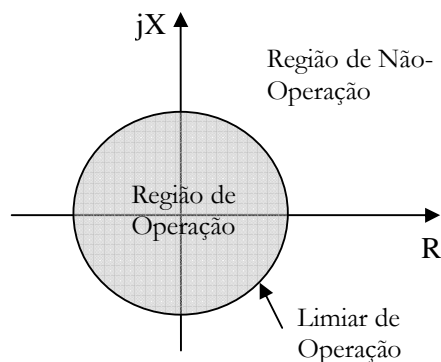
São vários os fatores a serem considerados para uma medição correta da impedância de falta, entre eles o tipo de falta, as fases envolvidas na falta, a resistência de falta, o acoplamento mútuo entre linhas, o carregamento pré-falta, fontes intermediárias (*infeed* e *outfeed*) e a presença de compensação série na linha de transmissão. Portanto, a impedância não se resume à simples razão entre tensão e corrente medidos pelo relé ( $Z=V/I$ ), o que implicaria em um relé de distância de baixo desempenho [2].

O princípio de operação do relé de distância não envolve apenas a medição de impedância. Uma vez medido o valor da impedância, o relé o compara, por exemplo, com um valor fixo de impedância (alcance) que representa o trecho protegido de uma linha de transmissão. Caso o valor medido esteja compreendido na área definida pelo alcance, o relé de distância detecta que ocorreu uma falta no trecho protegido e opera.

A caracterização do relé de distância é usualmente realizada no Plano R-X, mostrado na Figura 2-1 [1]. A resistência “R” é representada na abscissa e a reatância “X” na ordenada. Sempre que o parâmetro medido do relé estiver localizado dentro da



área definida pela característica do relé, ocorre a sua atuação. O limiar de operação é o próprio segmento que representa a característica do relé (circunferência, na Figura 2-1).



**Figura 2-1: Plano R-X – Caracterização do Relé de Distância**

Os relés de distância podem ser do tipo eletromecânico, estático ou digital. Os relés eletromecânicos, também chamados de convencionais, têm como entradas sinais contínuos (entradas analógicas), bem como utilizam unidades de operação do tipo convencional - através de bobinas de tensão e corrente, uma armadura de ferro e um disco de indução. Esse tipo de relé possui três atributos indesejáveis: a inércia do elemento móvel, o que o torna mais lento do que o estático e o digital; consumo elevado quando comparado com os relés estáticos e digitais; e a incapacidade de sintetizar diferentes características, além das circulares e retas.

Ao contrário dos relés eletromecânicos, os relés estáticos não necessitam de partes móveis para sintetizar características de operação, entretanto, a exemplo dos relés convencionais, também recebem sinais contínuos. Os relés estáticos têm como desvantagem serem constituídos por elementos semicondutores, cuja utilização força o fabricante a utilizar proteções adicionais contra harmônicos e transitórios, através de filtros analógicos e de varistores, respectivamente. Além disso, os filtros analógicos, por serem formados por elementos armazenadores de energia, produzem seu próprio transitório.

Os relés digitais, por sua vez, distinguem-se dos outros dois tipos por apresentar vantajosas funções, entre elas:

- Maior confiabilidade;
- Maior flexibilidade, pois são programáveis;

- Monitoração contínua, o que permite o armazenamento em memória das condições pré-falta e pós-falta;
- Filtragem de ruídos sem provocar transitórios;
- Aquisição de registros oscilográficos e de eventos;
- Localizador de defeitos;
- Históricos de medidas.

O relé de distância possui as chamadas zonas de atuação, cujos ajustes representam os diferentes níveis de alcance e de temporização de atuação do relé. O relé de distância possui tipicamente três zonas de atuação, a saber: 1ª zona, sem atraso intencional de atuação e de menor alcance; 2ª zona, com atraso intencional de atuação e com maior alcance do que a 1ª; 3ª zona, com atraso intencional de atuação e alcances maiores do que a 2ª zona.

Estas três primeiras zonas são direcionais e usualmente ajustadas com um alcance a jusante do relé. Cabe destacar que a 2ª zona é utilizada, sobretudo, para proteção de retaguarda remota e em esquemas de teleproteção. A 3ª zona, por sua vez, pode atuar como proteção de retaguarda remota e na identificação de faltas reversas.

Além dessas três zonas, o relé de distância pode também conter outras unidades destinadas à partida (zona de partida), ao esquema de proteção permissiva (zona de sobrealcance de tempo independente) e ao bloqueio e/ou trip para oscilações de potência.

Um aspecto importante de um esquema de proteção de distância é a seleção correta de sinais de corrente e tensão para essas unidades de medição, de modo que a impedância medida por uma das unidades de medição, durante a condição de falta, seja a impedância de seqüência positiva entre o ponto onde está localizado o relé e o ponto de falta [4]. Tal impedância é a única que pode ser observada nos 10 diferentes tipos de falta (trifásica: A-B-C; entre fases: A-B, B-C e C-A; fase-fase-terra: A-B-N, B-C-N e C-A-N; e entre fase e terra: A-N, B-N e C-N) [3].

Visando monitorar os 10 tipos de falta em uma linha de transmissão, com relés de distância, é necessária a medição das impedâncias em 06 laços de falta (AB, BC, CA, AN, BN, CN). Para os laços AB, BC e CA, são utilizadas 03 unidades de medição de

fase, enquanto que para os demais laços (AN, BN e CN) utilizam-se 03 unidades de terra. As unidades de fase são capazes de monitorar 07 tipos de falta (trifásica, fase-fase-terra e entre fases), enquanto que as de terra possibilitam a identificação dos 03 outros tipos (entre cada fase e a terra) [3]. As impedâncias medidas pelas unidades são influenciadas por uma série de parâmetros e também pelo tipo de falta, o que faz com que as seis unidades de medição identifiquem impedâncias distintas [4].

Os relés de distância podem ser chaveados ou segregados, em função das grandezas de entrada das unidades de medida serem chaveadas ou não. Em um esquema de proteção de distância por zonas, onde usualmente utilizam-se três zonas, o uso de relés segregados pode implicar no emprego de dezoito unidades de medição (06 para cada zona de proteção). Por outro lado, os relés chaveados permitem a utilização de uma unidade de medição por zona, em virtude do chaveamento das grandezas de entrada. Este fato favorece a utilização dos relés chaveados com relação a custo, entretanto, em termos de velocidade de atuação, torna tais relés mais lentos do que os relés segregados. Com efeito, dependendo da filosofia da empresa e da confiabilidade requerida, os relés chaveados podem ser preteridos.

No que se refere à característica de operação, dentre os tipos mais comuns de relés de distância, pode-se citar: Impedância, Ângulo de Impedância, Reatância, Resistência, MHO ou de Admitância, MHO modificado, Lenticular, Tomate e Relé Quadrilateral. Para selecionar a característica adequada para a proteção de uma linha de transmissão é necessário comparar o desempenho de cada tipo com relação à direcionalidade, subalcançe em faltas com arco e em condições de oscilações de potência [3], entre outros fatores.

Os relés de distância são concebidos, em essência, como comparadores de amplitude ou de fase. Um comparador de amplitude é um dispositivo cuja operação é conduzida pela amplitude de seus sinais de entrada  $S_o$  (sinal de operação) e  $S_R$  (sinal de restrição), e independe do ângulo entre tais sinais. O relé está em iminência de operação quando  $S_o = S_R$  e opera sempre que  $|S_o| > |S_R|$ . O comparador de fase, por sua vez, atua em função do ângulo entre os sinais de entrada ( $S_1$  e  $S_2$ ). Para que os relés de distância possam discriminar corretamente a direcionalidade para faltas próximas à origem, o sinal de restrição pode ser modificado para que o mesmo não se anule quando o valor de tensão no ponto onde se encontra instalado o relé se torna zero.

## 2.2 Medição de Impedância de Falta

Conforme a seção anterior, uma simples relação entre as tensões e correntes medidas pelo relé não representa corretamente a impedância por ele “vista”. Nesta seção serão abordados alguns dos fatores que influenciam na medição da impedância de falta, a saber: não radialidade de um sistema, a presença da resistência de falta e o acoplamento mútuo entre linhas de transmissão. Na seção 2.2.1, considerar-se-á uma única linha de transmissão não radial e a presença da resistência de falta, enquanto que na seção 2.2.2 será discutida a influência do acoplamento mútuo, também considerando a resistência de falta.

A impedância medida ou impedância “vista” corresponde a um quociente V/I analógica ou numericamente implementado em um relé de distância. Cumpre ressaltar que o relé de distância é um relé secundário, uma vez que recebe informações de tensão secundária ( $V_{\text{PRIM}}/\text{RTP}$ ) e de corrente secundária ( $I_{\text{PRIM}}/\text{RTC}$ ).

No tratamento matemático que será apresentado nesta seção, tomar-se-á a seguinte notação para grandezas de seqüência:

$$\begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_0 \\ V_1 \\ V_2 \end{bmatrix}, \text{ onde } \begin{bmatrix} V_0 \\ V_1 \\ V_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{a0} \\ V_{a1} \\ V_{a2} \end{bmatrix} \quad (2-1)$$

$$\begin{bmatrix} I_a \\ I_b \\ I_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_0 \\ I_1 \\ I_2 \end{bmatrix}, \text{ onde } \begin{bmatrix} I_0 \\ I_1 \\ I_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_{a0} \\ I_{a1} \\ I_{a2} \end{bmatrix} \quad (2-2)$$

### 2.2.1 Linha de Transmissão Não Radial

A Figura 2-2 [6] apresenta uma linha de transmissão que interliga os Sistemas A e B, estando instalado um relé de distância em um dos terminais da linha. A impedância da Barra A até o ponto de falta é denominada de  $Z_L$ , enquanto que aquela

verificada entre o ponto de falta até a Barra B é designada por  $Z'_L$ . A soma da impedância equivalente do sistema atrás da Barra A, chamada de  $Z_{SA}$ , com a impedância  $Z_L$  resulta na impedância  $Z_A$ . A impedância  $Z_B$ , por sua vez, totaliza a adição de  $Z'_L$  à impedância equivalente do sistema após a Barra B, indicada como  $Z_{SB}$ .

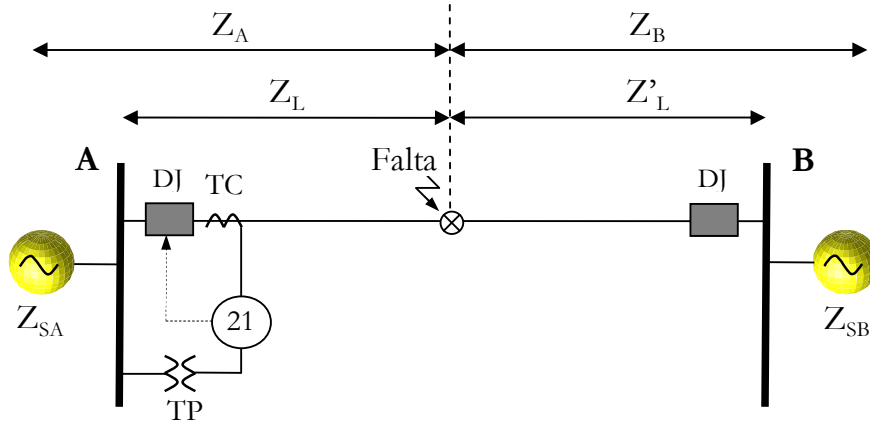


Figura 2-2: Falta em uma linha de transmissão com fonte em ambos os lados

Para um sistema não radial, objeto desta seção, a corrente “vista” pelo relé não é igual à corrente de falta, devido à contribuição de outra fonte. As relações entre as correntes de seqüência “vistas” pelo relé e as correntes de seqüência totais de falta estão representadas nas equações a seguir [5]:

- $C_1$ : razão entre a corrente de seqüência positiva no relé ( $I_1$ ) e a corrente de seqüência positiva total de falta ( $I_{F1}$ ).

$$C_1 = \frac{I_1}{I_{F1}} = \frac{Z_{SB1} + Z'_{L1}}{Z_{SA1} + Z_{SB1} + (Z_{L1} + Z'_{L1})} \quad (2-3)$$

- $C_2$ : razão entre a corrente de seqüência negativa no relé ( $I_2$ ) e a corrente de seqüência negativa total de falta ( $I_{F2}$ ).

$$C_2 = \frac{I_2}{I_{F2}} = \frac{Z_{SB2} + Z'_{L2}}{Z_{SA2} + Z_{SB2} + (Z_{L2} + Z'_{L2})} \quad (2-4)$$

- $C_0$ : razão entre a corrente de seqüência zero no relé ( $I_0$ ) e a corrente de

seqüência zero total de falta ( $I_{F0}$ ).

$$C_0 = \frac{I_0}{I_{F0}} = \frac{Z_{SB0} + Z'_{L0}}{Z_{SA0} + Z_{SB0} + (Z_{L0} + Z'_{L0})} \quad (2-5)$$

A seguir, será realizada análise [5] de diversos tipos de falta para o sistema não radial já apresentado na Figura 2-2, considerando-se o efeito da resistência de falta.

### 2.2.1.1 Falta Trifásica

A falta trifásica pode ser representada apenas pela rede de seqüência positiva, uma vez que se trata de um fenômeno equilibrado. A rede de seqüência, para este tipo de falta, está apresentada na Figura 2-3.

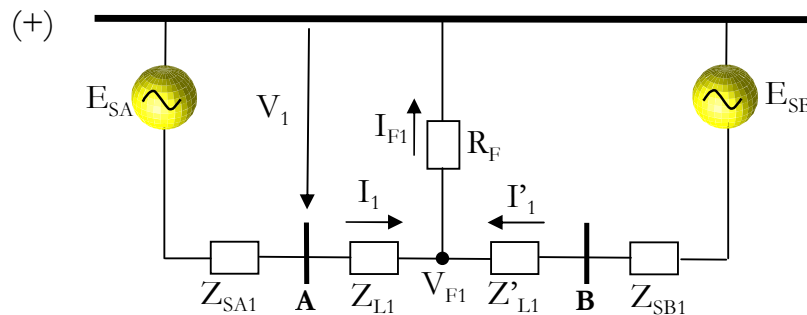


Figura 2-3: Falta Trifásica em um sistema com alimentação dupla – Rede de Seqüência

Onde:

- ✓  $Z_{SA1}$ : impedância de seqüência positiva do Sistema A;
- ✓  $Z_{SB1}$ : impedância de seqüência positiva do Sistema B;
- ✓  $Z_{L1}$ : impedância de seqüência positiva do trecho da Linha A-B compreendido entre a Barra A e o ponto de falta;
- ✓  $Z'_{L1}$ : impedância de seqüência positiva do trecho da Linha A-B compreendido entre a Barra B e o ponto de falta;
- ✓  $I_1$ : corrente de seqüência positiva “vista” pelo relé;

- ✓  $I_1$ : corrente de seqüência positiva que circula no trecho da Linha A-B compreendido entre a Barra B e o ponto de falta;
- ✓  $I_{F1}$ : corrente de seqüência positiva total de falta;
- ✓  $V_1$ : tensão de seqüência positiva no ponto onde está instalado o relé (Barra A);
- ✓  $V_{F1}$ : tensão de seqüência positiva no ponto de falta.

A impedância de seqüência positiva total de falta corresponde à soma da impedância equivalente da rede de seqüência positiva ( $Z_1$ ), representada pela expressão (2-6), com a resistência de falta ( $R_F$ ). A relação entre a fonte equivalente de *Thevenin* ( $E$ ) e a impedância total de falta, equacionada em (2-7), define a corrente total de falta de seqüência positiva ( $I_{F1}$ ).

$$Z_1 = \frac{(Z_{SA1} + Z_{L1}) \cdot (Z_{SB1} + Z'_{L1})}{(Z_{SA1} + Z_{L1}) + (Z_{SB1} + Z'_{L1})} \quad (2-6)$$

$$I_{F1} = \frac{E}{Z_1 + R_F} \quad (2-7)$$

Fazendo-se uso da expressão (2-7) em (2-3), a corrente de seqüência positiva “vista” pelo relé ( $I_1$ ) pode ser assim definida:

$$I_1 = C_1 \cdot I_{F1} = \frac{Z_{SB1} + Z'_{L1}}{Z_{SA1} + Z_{SB1} + (Z_{L1} + Z'_{L1})} \cdot \frac{E}{Z_1 + R_F} \quad (2-8)$$

Por se tratar de uma falta trifásica, as correntes de seqüência negativa e de seqüência zero são nulas. Portanto, de acordo com as expressões (2-3) e (2-8), teremos em termos de sistema ABC:

$$I_a = I_1 = C_1 \cdot I_{F1} \quad (2-9)$$

$$I_b = a^2 \cdot I_1 = a^2 \cdot C_1 \cdot I_{F1} \quad (2-10)$$

$$I_c = a \cdot I_1 = a \cdot C_1 \cdot I_{F1} \quad (2-11)$$

A tensão de seqüência positiva no ponto da falta ( $V_{F1}$ ) é definida conforme a equação a seguir:

$$V_{F1} = I_{F1} \cdot R_F = \frac{I_1}{C_1} \cdot R_F \quad (2-12)$$

A tensão “vista” pelo relé ( $V_1$ ), por sua vez, é a soma de  $V_{F1}$  com a queda de tensão sobre o trecho compreendido entre a Barra A e o ponto de falta, segundo apresenta a expressão (2-13):

$$V_1 = I_{F1} \cdot R_F + I_1 \cdot Z_{L1} = \frac{I_1}{C_1} \cdot R_F + I_1 \cdot Z_{L1} = I_1 \cdot \left( \frac{R_F}{C_1} + Z_{L1} \right) \quad (2-13)$$

Assim como observado para as correntes, as tensões de seqüência negativa e zero não existem para o caso de uma falta trifásica. Conseqüentemente, com o auxílio das equações (2-3) e (2-13), as tensões em termos de sistema ABC ficam assim representadas:

$$V_a = V_1 = I_1 \cdot \left( \frac{R_F}{C_1} + Z_{L1} \right) \quad (2-14)$$

$$V_b = a^2 \cdot V_1 = a^2 \cdot I_1 \cdot \left( \frac{R_F}{C_1} + Z_{L1} \right) \quad (2-15)$$

$$V_c = a \cdot V_1 = a \cdot I_1 \cdot \left( \frac{R_F}{C_1} + Z_{L1} \right) \quad (2-16)$$



Subtraindo (2-10) de (2-9) e (2-15) de (2-14):

$$I_a - I_b = I_1 - a^2 \cdot C_1 \cdot I_1 = (1 - a^2) \cdot I_1 \quad (2-17)$$

$$V_a - V_b = I_1 \cdot \left( \frac{R_F}{C_1} + Z_{L1} \right) - a^2 \cdot I_1 \cdot \left( \frac{R_F}{C_1} + Z_{L1} \right) = (1 - a^2) \cdot I_1 \cdot \left( \frac{R_F}{C_1} + Z_{L1} \right) \quad (2-18)$$

Relacionando-se as equações (2-17) e (2-18), obtém-se o valor da impedância de seqüência positiva do trecho da linha compreendido entre o ponto onde se encontra instalado o relé (Barra A) e o ponto de falta, conforme a expressão seguinte:

$$\frac{V_a - V_b}{I_a - I_b} = \frac{V_{ab}}{I_{ab}} = \frac{\left[ (1 - a^2) \cdot I_1 \cdot \left( \frac{R_F}{C_1} + Z_{L1} \right) \right]}{(1 - a^2) \cdot I_1} = \frac{R_F}{C_1} + Z_{L1} = Z_{Medido_{relé}} \quad (2-19)$$

O mesmo acontece para as outras grandezas de linha, considerando as equações (2-9) a (2-11) e (2-14) a (2-16):

$$\frac{V_{bc}}{I_{bc}} = \frac{V_{ca}}{I_{ca}} = \frac{V_{ab}}{I_{ab}} = \frac{\left[ (1 - a^2) \cdot I_1 \cdot \left( \frac{R_F}{C_1} + Z_{L1} \right) \right]}{(1 - a^2) \cdot I_1} = Z_{L1} + \frac{R_F}{C_1} = Z_{Medido_{relé}} \quad (2-20)$$

Com base na expressão (2-14), a impedância a ser medida pelo relé em uma falta trifásica também pode ser assim determinada:

$$Z_{medido_{relé}} = \frac{V_1}{I_1} \quad (2-21)$$

A expressão anterior pode ser extrapolada para as grandezas de fase, na equação (2-22), visto que a falta trifásica é um fenômeno equilibrado.

$$Z_{medido_{relé}} = \frac{V_1}{I_1} = \frac{V_a}{I_a} = \frac{V_b}{I_b} = \frac{V_c}{I_c} \quad (2-22)$$

Portanto, para que a soma da impedância de seqüência positiva mais uma proporção da resistência de falta seja obtida durante uma falta trifásica, os valores das tensões e correntes de linha ( $V_{ab}$  e  $I_{ab}$ ;  $V_{bc}$  e  $I_{bc}$ ;  $V_a$  e  $I_a$ ;  $V_b$  e  $I_b$ ;  $V_c$  e  $I_c$ ;  $V_c$  e  $I_c$ ) devem ser informados às unidades de fase dos relés de distância.

### 2.2.1.2 Falta Monofásica (A-Terra)

A falta monofásica contempla as três redes de seqüência (positiva, negativa e zero). As redes de seqüência, para este tipo de falta, são apresentadas na Figura 2-4.

Em geral, as impedâncias de seqüência positiva e de seqüência negativa da linha de transmissão são iguais ( $Z_{L1} = Z_{L2}$ ). Portanto, em termos de componentes simétricas, as tensões, no ponto onde o relé se encontra instalado, podem ser representadas segundo as expressões a seguir:

$$V_1 = Z_{L1} \cdot I_1 + V_{F1} \quad (2-23)$$

$$V_2 = Z_{L1} \cdot I_2 + V_{F2} \quad (2-24)$$

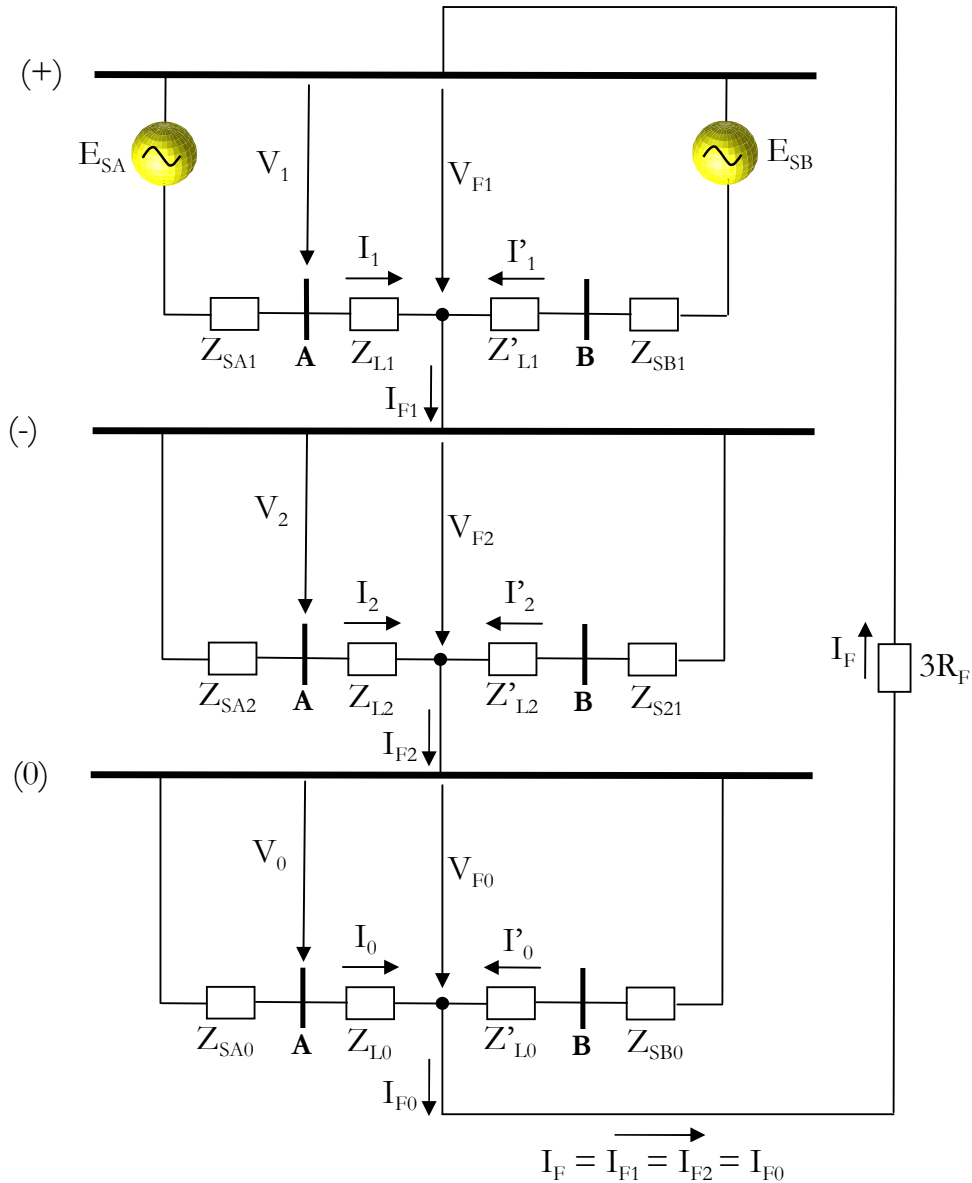
$$V_0 = Z_{L0} \cdot I_0 + V_{F0} \quad (2-25)$$

A Figura 2-4 mostra que a soma das tensões no ponto de falta, em termos de componentes simétricas, é a seguinte:

$$V_{F1} + V_{F2} + V_{F0} = 3 \cdot I_F \cdot R_F \quad (2-26)$$

Sabendo-se que  $I_{F1} = I_{F2} = I_{F0} = I_F$ , conforme a Figura 2-4, e de acordo com as equações (2-1), (2-3), (2-4) e (2-5), a expressão (2-27) pode ser assim escrita:

$$V_a = V_1 + V_2 + V_0 = Z_{L1} \cdot I_F \cdot (C_1 + C_2) + Z_{L0} \cdot I_F \cdot C_0 + 3 \cdot I_F \cdot R_F \quad (2-27)$$



**Figura 2-4: Falta Monofásica em um sistema com alimentação dupla – Redes de Seqüência**

Onde:

- ✓  $I_1, I_2, I_0$ : correntes de seqüência positiva, negativa e zero “vistas” pelo relé;
- ✓  $I'_1, I'_2, I'_0$ : correntes de seqüência positiva, negativa e zero, que circulam no trecho da linha entre a Barra B e o ponto de falta;

- ✓  $I_{F1}, I_{F2}, I_{F0}$ : correntes de seqüência positiva, negativa e zero totais de falta;
- ✓  $I_F$ : corrente total de falta, em termos de redes de seqüência;
- ✓  $Z_{SA1}, Z_{SA2}, Z_{SA0}$ : impedâncias de seqüência positiva, negativa e zero do Sistema A;
- ✓  $Z_{SB1}, Z_{SB2}, Z_{SB0}$ : impedâncias de seqüência positiva, negativa e zero do Sistema B;
- ✓  $Z_{L1}, Z_{L2}, Z_{L0}$ : impedâncias de seqüência positiva, negativa e zero da Linha A-B;
- ✓  $V_1, V_2, V_0$ : tensões de seqüência positiva, negativa e zero no ponto onde está instalado o relé (Barra A);
- ✓  $V_{F1}, V_{F2}, V_{F0}$ : tensões de seqüência positiva, negativa e zero no ponto de falta.

Para o desenvolvimento da equação anterior, faz-se necessária a determinação da corrente da fase A “vista” pelo relé ( $I_a$ ). De acordo com as equações (2-3), (2-4), (2-5) e (2-2), a corrente  $I_a$  equivale à soma das correntes de seqüência “vistas” pelo relé ( $I_1, I_2$  e  $I_0$ ) e pode ser assim apresentada:

$$I_a = I_1 + I_2 + I_0 = I_F \cdot (C_1 + C_2) + I_F \cdot C_0 \quad (2-28)$$

Manipulando-se a equação (2-28), obtém-se:

$$I_a - I_F \cdot C_0 = I_F \cdot (C_1 + C_2) \quad (2-29)$$

Utilizando-se (2-29) em (2-27):

$$\begin{aligned} V_a &= Z_{L1} \cdot (I_a - C_0 \cdot I_F) + Z_{L0} \cdot I_F \cdot C_0 + 3 \cdot I_F \cdot R_F \therefore \\ V_a &= Z_{L1} \cdot \left[ (I_a - C_0 \cdot I_F) + \frac{Z_{L0}}{Z_{L1}} \cdot I_F \cdot C_0 \right] + 3 \cdot I_F \cdot R_F \end{aligned} \quad (2-30)$$

Aplicando-se (2-5) em (2-30):

$$V_a = Z_{L1} \cdot \left[ I_a - I_0 + \frac{Z_{L0}}{Z_{L1}} \cdot I_0 \right] + 3 \cdot I_F \cdot R_F$$

$$V_a = Z_{L1} \cdot \left( I_a + I_0 \cdot \frac{Z_{L0} - Z_{L1}}{Z_{L1}} \right) + 3 \cdot I_F \cdot R_F$$

(2-31)

onde  $I_0 \cdot \frac{Z_{L0} - Z_{L1}}{Z_{L1}}$  refere-se à parcela de compensação de seq. zero de  $I_a$

A tensão  $V_a$  pode ser reescrita segundo a expressão a seguir:

$$V_a = Z_{L1} \cdot (I_a + 3 \cdot I_0 \cdot K_0) + 3 \cdot I_F \cdot R_F$$

(2-32)

$$\text{onde } K_0 = \frac{Z_{L0} - Z_{L1}}{3 \cdot Z_{L1}}$$

A constante adimensional  $K_0$  é o chamado fator de compensação de seqüência zero própria e representa uma característica da linha de transmissão. Tal fator depende da distribuição geométrica da linha, entretanto, não tem relação com o comprimento da mesma.

Fazendo uso das equações (2-5) e (2-28) em (2-32), esta última pode ser reescrita:

$$V_a = Z_{L1} \cdot I_F \cdot [C_1 + C_2 + (1 + 3 \cdot K_0) \cdot C_0] + 3 \cdot I_F \cdot R_F$$

(2-33)

Da equação anterior, pode-se determinar a corrente de compensação de seqüência zero, a saber:

$$I_F \cdot [C_1 + C_2 + (1 + 3 \cdot K_0) \cdot C_0] = I_{a_{comp}} = I_a + 3 \cdot K_0 \cdot C_0 \cdot I_F$$

(2-34)

Para a obtenção da impedância a ser medida pelo relé, em uma falta da fase A para a terra, não basta a relação entre  $V_a$  e  $I_a$ , mas sim entre  $V_a$  e  $I_a$  de compensação:

$$\frac{V_a}{I_{a_{comp}}} = \frac{Z_{L1} \cdot I_F \cdot [(C_1 + C_2 + (1 + 3 \cdot K_0) \cdot C_0)] + 3 \cdot I_F \cdot R_F}{I_F \cdot [(C_1 + C_2 + (1 + 3 \cdot K_0) \cdot C_0)]} \quad (2-35)$$

Simplificando a equação anterior, em função da impedância de seqüência positiva  $Z_{L1}$ , obtém-se:

$$Z_{med_{relé}} = \frac{V_a}{I_{a_{comp}}} = Z_{L1} + \frac{3 \cdot R_F}{C_1 + C_2 + (1 + 3 \cdot K_0) \cdot C_0} \quad (2-36)$$

O resultado apresentado na equação anterior considera um mesmo fator  $K_0$  em (2-33) e em (2-34). Na realidade, para a expressão da tensão, o fator  $K_0$  representa uma característica da linha e é chamado de  $K_{0L}$ . No que se refere a  $I_{a_{comp}}$ , o fator de compensação é um parâmetro ajustável no relé e é denominado  $K_{0A}$ . Portanto, as expressões (2-33) e (2-34) podem ser reescritas:

$$V_a = Z_{L1} \cdot I_F \cdot [C_1 + C_2 + (1 + 3 \cdot K_{0L}) \cdot C_0] + 3 \cdot I_F \cdot R_F \quad (2-37)$$

$$I_{a_{comp}} = I_F \cdot [C_1 + C_2 + (1 + 3 \cdot K_{0A}) \cdot C_0] = I_a + 3 \cdot K_{0A} \cdot C_0 \cdot I_F \quad (2-38)$$

A equação (2-36) passa a ser, então:

$$Z_{med_{relé}} = \frac{V_a}{I_{a_{comp}}} = \frac{C_1 + C_2 + (1 + 3 \cdot K_{0L}) \cdot C_0}{C_1 + C_2 + (1 + 3 \cdot K_{0A}) \cdot C_0} \cdot Z_{L1} + \frac{3 \cdot R_F}{C_1 + C_2 + (1 + 3 \cdot K_{0A}) \cdot C_0} \quad (2-39)$$

O objetivo é ajustar  $K_{0A}$  no relé de forma que este seja igual a  $K_{0L}$ , que representa uma característica da linha. Em caso de diferença em módulo ou em ângulo entre  $K_{0L}$  e  $K_{0A}$ , ocorrerá erro na medição.

### 2.2.1.3 Falta Bifásica (B-C)

A falta bifásica apresenta duas redes de seqüência (positiva e negativa), por se tratar de evento desequilibrado, tal como a falta monofásica. Entretanto, ao contrário da falta monofásica, não apresenta a rede de seqüência zero ( $I_0 = 0$  e  $V_0 = 0$ ), por não ter circulação de corrente pela terra. As redes de seqüência e conexão entre elas, para este tipo de falta, são apresentadas na Figura 2-5.

No que se referem às componentes simétricas, considerando-se  $Z_{L1} = Z_{L2}$ , as correntes e tensões são definidas conforme as equações a seguir:

$$I_{F1} = -I_{F2} \tag{2-40}$$

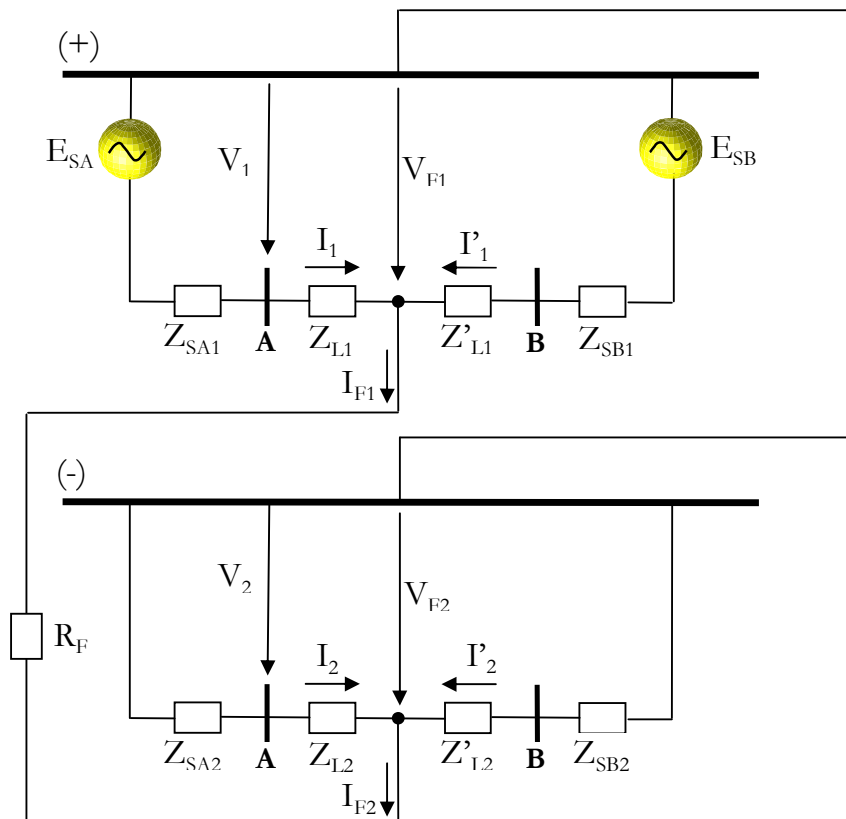


Figura 2-5: Falta Bifásica em um sistema com alimentação dupla – Redes de Seqüência

$$I_0 = 0 \tag{2-41}$$

$$V_1 = E_{SA} - Z_{L1} \cdot I_1 = E_{SA} - Z_{S1} \cdot C_1 \cdot I_{F1} = Z_{L1} \cdot I_{F1} \cdot (C_1 + C_2) + R_F \cdot I_{F1} + Z_{S2} \cdot C_2 \cdot I_{F1} \quad (2-42)$$

$$V_2 = -Z_{S2} \cdot I_2 = Z_{S2} \cdot C_2 \cdot I_{F1} \quad (2-43)$$

Para o sistema ABC obtém-se:

$$V_b = a^2 \cdot V_1 + a \cdot V_2 = a^2 \cdot Z_{L1} \cdot I_{F1} \cdot (C_1 + C_2) + a^2 \cdot R_F \cdot I_{F1} - Z_{S2} \cdot C_2 \cdot I_{F1} \quad (2-44)$$

$$V_c = a \cdot V_1 + a^2 \cdot V_2 = a \cdot Z_{L1} \cdot I_{F1} \cdot (C_1 + C_2) + a \cdot R_F \cdot I_{F1} - Z_{S2} \cdot C_2 \cdot I_{F1} \quad (2-45)$$

$$I_b = a^2 \cdot I_1 + a \cdot I_2 + I_0 = a^2 \cdot C_1 \cdot I_{F1} - a \cdot C_2 I_{F1} \quad (2-46)$$

$$I_c = a \cdot I_1 + a^2 \cdot I_2 + I_0 = a \cdot C_1 \cdot I_{F1} - a^2 \cdot C_2 I_{F1} \quad (2-47)$$

Ao subtrair (2-45) de (2-44) e (2-47) de (2-46), tem-se:

$$V_b - V_c = (a^2 - a) \cdot (C_1 + C_2) \cdot Z_{L1} \cdot I_{F1} + (a^2 - a) \cdot R_F \cdot I_{F1} \quad (2-48)$$

$$I_b - I_c = (a^2 - a) \cdot (C_1 + C_2) \cdot I_{F1} \quad (2-49)$$

$$V_0 = 0 \quad (2-50)$$

Para uma falta bifásica B-C, apenas o quociente  $(V_b - V_c)/(I_b - I_c)$  resulta na impedância de seqüência positiva verificada entre o relé e o ponto de falta, mais um valor proporcional à resistência de falta. Tal relação é apresentada a seguir:



$$\frac{V_b - V_c}{I_b - I_c} = Z_{L1} + \frac{R_F}{C_1 + C_2} \quad (2-51)$$

#### 2.2.1.4 Falta Bifásica-Terra (B-C-Terra)

A falta bifásica à terra apresenta as três redes de seqüência (positiva, negativa e zero). As redes de seqüência, para este tipo de falta, são conectadas conforme apresentado na Figura 2-6.

Por analogia ao curto bifásico B-C, o quociente conveniente para a medição da impedância de seqüência positiva entre o relé e o ponto de falta, considerando a resistência de falta, também é  $(V_b - V_c)/(I_b - I_c)$ . Tal quociente é mostrado na expressão (2-52):

$$\frac{V_b - V_c}{I_b - I_c} = Z_{L1} + \frac{R_F}{C_1 + C_2 \cdot C} \quad (2-52)$$

onde  $C = \frac{Z_0 + 3 \cdot R_G}{Z_2 + Z_0 + 3 \cdot R_G}$

A falha bifásica-terra (B-C-N) também pode ser visualizada como uma superposição de duas falhas monofásicas (B-N e C-N), sendo, portanto, os quocientes  $V_b/I_{b \text{ comp}}$  e  $V_c/I_{c \text{ comp}}$  também são adequados para a medição da impedância de falta.

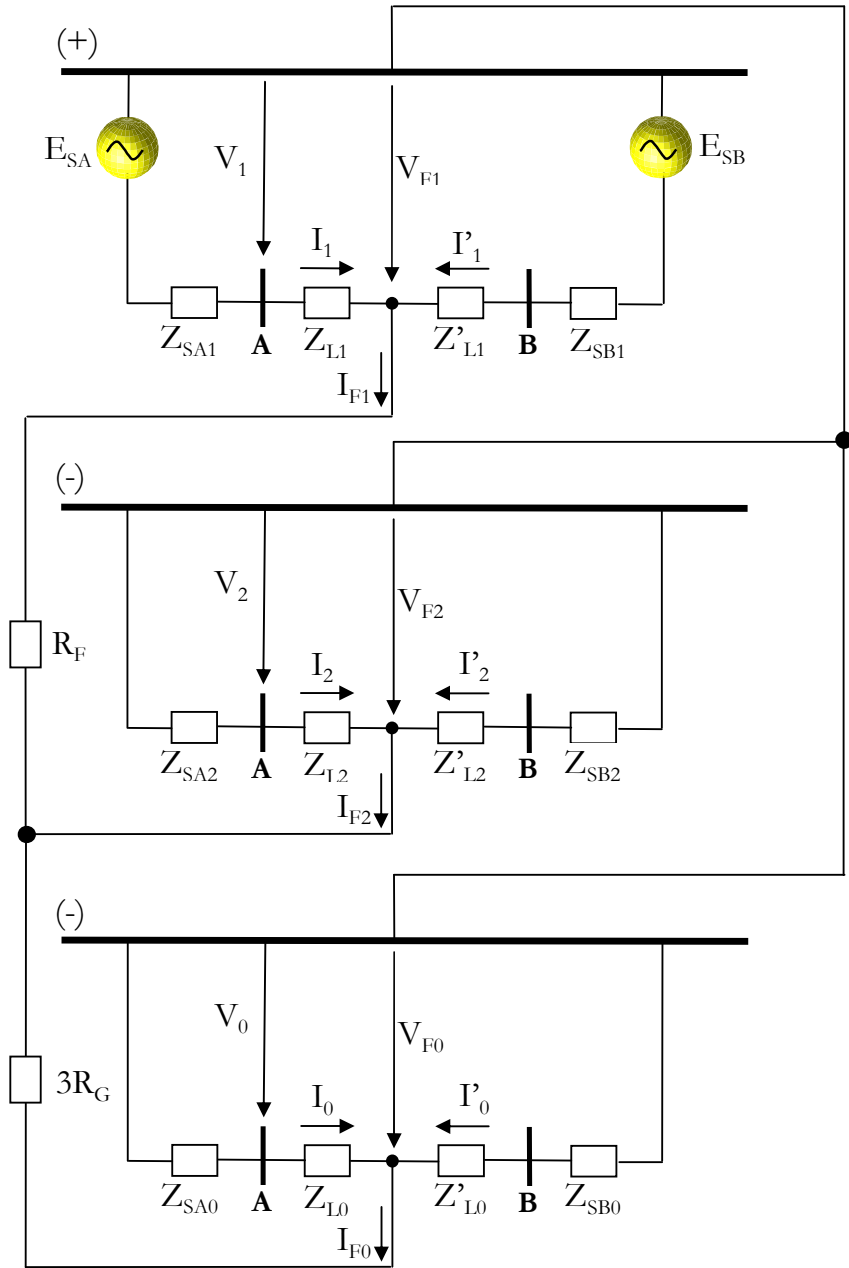


Figura 2-6: Falta Bifásica-Terra em um sistema com alimentação dupla – Redes de Seqüência

2.2.1.5 Quadros Resumo

O Quadro 2-1 apresenta o resumo para todos os 10 tipos de falta possíveis:

Tipo de Falta		Impedância de Falta medida entre o Relé e o ponto de falta
Trifásica	A-B-C	$\frac{V_1}{I_1} = \frac{V_a}{I_a} = \frac{V_b}{I_b} = \frac{V_c}{I_c} = \frac{V_{ab}}{I_{ab}} = \frac{V_{bc}}{I_{bc}} = \frac{V_{ca}}{I_{ca}} =$ $\frac{\left[ (1-a^2) \cdot I_1 \cdot \left( \frac{R_F}{C_1} + Z_{L1} \right) \right]}{(1-a^2) \cdot I_1} = Z_{L1} + \frac{R_F}{C_1}$
Monofásica	A-Terra	$\frac{V_a}{I_{a_{comp}}} = Z_{L1} + \frac{3 \cdot R_F}{C_1 + C_2 + (1 + 3 \cdot K_0) \cdot C_0}$
	B-Terra	$\frac{V_b}{I_{b_{comp}}} = Z_{L1} + \frac{3 \cdot R_F}{C_1 + C_2 + (1 + 3 \cdot K_0) \cdot C_0}$
	C-Terra	$\frac{V_c}{I_{c_{comp}}} = Z_{L1} + \frac{3 \cdot R_F}{C_1 + C_2 + (1 + 3 \cdot K_0) \cdot C_0}$
Bifásica	A-B	$\frac{V_a - V_b}{I_a - I_b} = Z_{L1} + \frac{R_F}{C_1 + C_2}$
	B-C	$\frac{V_b - V_c}{I_b - I_c} = Z_{L1} + \frac{R_F}{C_1 + C_2}$
	C-A	$\frac{V_c - V_a}{I_c - I_a} = Z_{L1} + \frac{R_F}{C_1 + C_2}$
Bifásica-Terra	A-B-Terra	$\frac{V_a - V_b}{I_a - I_b}; \frac{V_a}{I_{a_{comp}}}; \frac{V_b}{I_{b_{comp}}}$
	B-C-Terra	$\frac{V_b - V_c}{I_b - I_c}; \frac{V_b}{I_{b_{comp}}}; \frac{V_c}{I_{c_{comp}}}$
	C-A-Terra	$\frac{V_c - V_a}{I_c - I_a}; \frac{V_c}{I_{c_{comp}}}; \frac{V_a}{I_{a_{comp}}}$

**Quadro 2-1 – Quadro resumo para Medição de Impedância de Falta em Sistemas com alimentação dupla**

Para que as unidades do relé de distância meçam corretamente a impedância de seqüência positiva para os diferentes tipos de falta, entre o seu ponto de localização e o ponto de falta, devem receber as informações adequadas de tensão e corrente.

As unidades de fase (AB, BC e CA), conforme já mencionado na seção 2.1, são capazes de monitorar 07 tipos de falta. São eles: A-B-C, A-B, B-C, C-A, A-B-Terra, B-C-Terra e C-A-Terra. Para todos os 07 tipos citados, há a necessidade de o relé receber informações de diferenças entre tensões e correntes das fases envolvidas. As unidades de fase são conectadas ao sistema, através de TCs e TPs, de forma que recebam tais informações. O Quadro 2-2 resume essa explicação:

Unidade de Fase	Tensão no Relé	Corrente no Relé
AB	$V_a - V_b$	$I_a - I_b$
BC	$V_b - V_c$	$I_b - I_c$
CA	$V_c - V_a$	$I_c - I_a$

**Quadro 2-2 – Quadro resumo para Tensões e Correntes nas Unidades de Fase do Relé de Distância, instalado em Sistemas com Alimentação Dupla.**

Os relés de terra (AN, BN e CN), por sua vez, são capazes de identificar 03 tipos de falta, a saber: A-Terra, B-Terra e C-Terra. Para isso, devem receber os seguintes sinais de entrada:

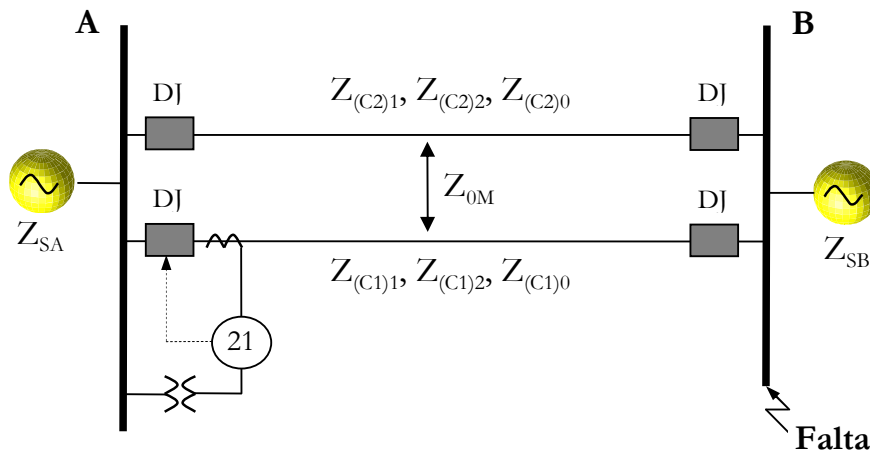
Unidade de Terra	Tensão no Relé	Corrente no Relé
NA	$V_a$	$I_{a_{comp}} = I_a + 3 \cdot K_0 \cdot C_0 \cdot I_F$
BN	$V_b$	$I_{b_{comp}} = I_b + 3 \cdot K_0 \cdot C_0 \cdot I_F$
CN	$V_c$	$I_{c_{comp}} = I_c + 3 \cdot K_0 \cdot C_0 \cdot I_F$

**Quadro 2-3 – Quadro resumo para Tensões e Correntes nas Unidades de Terra do Relé de Distância, instalado em Sistemas com alimentação Dupla.**

### 2.2.2 Linhas paralelas acopladas magneticamente com Alimentação em ambos os Terminais

No que se refere ao efeito do acoplamento mútuo na medição da impedância, as impedâncias mútuas de seqüências positiva e negativa são desprezadas, o que não acontece com a impedância mútua de seqüência zero. Com efeito, a influência do acoplamento mútuo fica restrita a falhas que envolvem a terra. Com base na Figura 2-7 e na Figura 2-8, a influência do acoplamento mútuo é analisada para um curto-circuito monofásico (AN). A referida análise também é aplicável a faltas bifásicas à terra.

A Figura 2-7 apresenta duas linhas de transmissão paralelas (Linha A-B Circuito 1 -  $C_1$  e Linha A-B Circuito 2 -  $C_2$ ) que interligam os Sistemas A e B, estando instalado um relé de distância em um dos terminais do Circuito 1 (Barra A). Para o Circuito 1, as impedâncias de seqüências positiva, negativa e zero dos circuitos são apresentadas, respectivamente como  $Z_{(C1)1}$ ,  $Z_{(C1)2}$  e  $Z_{(C1)0}$ . No caso do Circuito 2, as impedâncias de seqüência são definidas como  $Z_{(C2)1}$ ,  $Z_{(C2)2}$  e  $Z_{(C2)0}$ . A impedância equivalente do sistema atrás da Barra A é chamada de  $Z_{SA}$ , enquanto que aquela verificada atrás da Barra B é denominada de  $Z_{SB}$ . As redes de seqüência são mostradas na Figura 2-8.



**Figura 2-7: Falta Monofásica em um sistema de linhas de transmissão com dupla alimentação e acopladas**

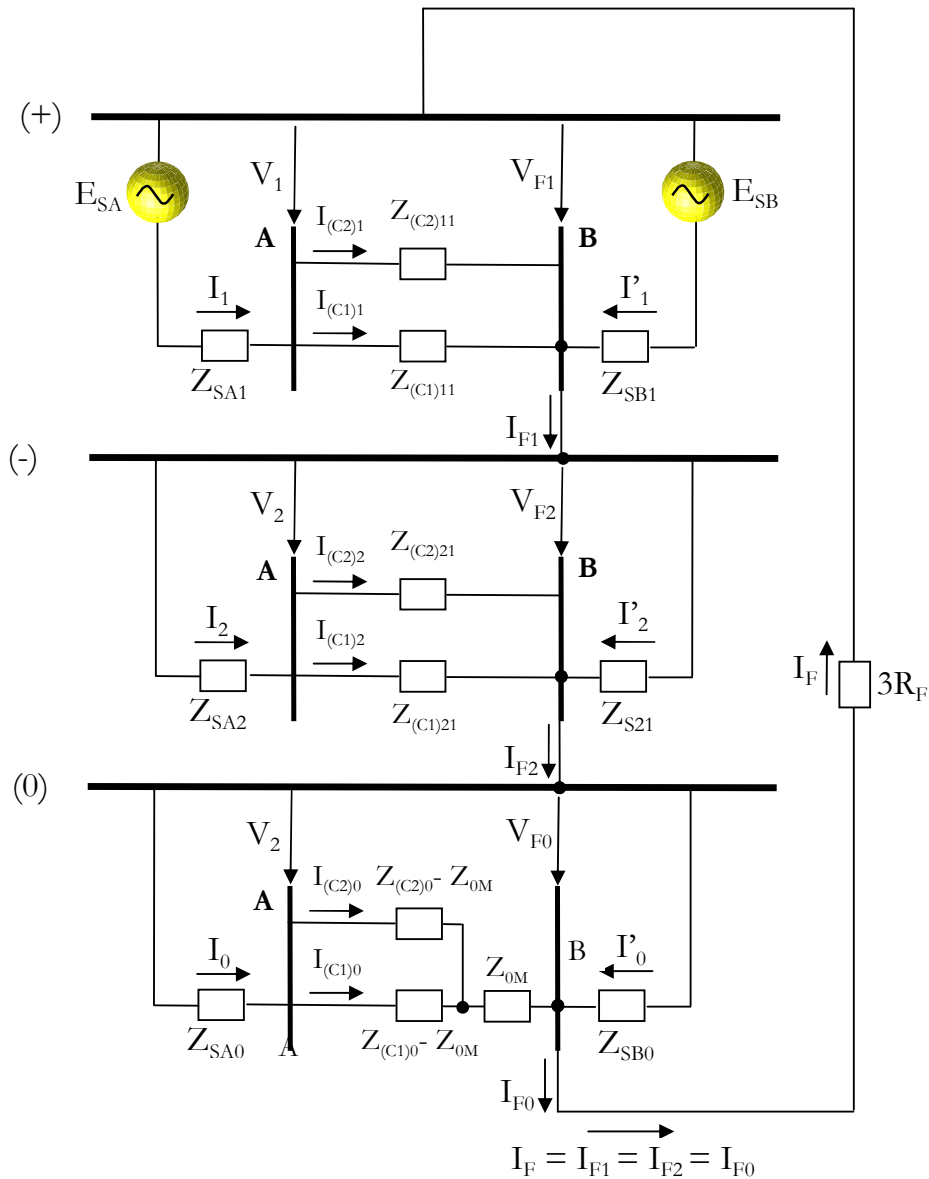
As relações entre as correntes de seqüência “vistas” pelo relé e as correntes de seqüência totais de falta, para o caso mostrado na Figura 2-7 e na Figura 2-8, são definidas segundo as equações a seguir [5]:

- $C_1$ : razão entre a corrente de seqüência positiva no equivalente dos dois circuitos e a corrente de seqüência positiva total de falta.

$$C_1 = \frac{Z_{SB1}}{Z_{SA1} + Z_{SB1} + Z_{L1}} = \frac{I_1}{I_{F1}}$$

(2-53)

$Z_{L1}$ : impedância equivalente de seqüência positiva dos circuitos paralelos.



**Figura 2-8: Falta Monofásica em um sistema de linhas de transmissão com dupla alimentação e acopladas – Redes de Seqüência**

Onde:

- ✓  $I_1, I_2, I_0$ : correntes de seqüência positiva, negativa e zero, que fluem do Sistema A;
- ✓  $I'_1, I'_2, I'_0$ : correntes de seqüência positiva, negativa e zero, que fluem do Sistema B;
- ✓  $I_{(C)1}, I_{(C)2}, I_{(C)0}$ : correntes de seqüência positiva, negativa e zero “vistas” pelo relé;

- ✓  $I_{(C2)1}$ ,  $I_{(C2)2}$ ,  $I_{(C2)0}$ : correntes de seqüência positiva, negativa e zero que circulam através do Circuito 2;
  - ✓  $I_{F1}$ ,  $I_{F2}$ ,  $I_{F0}$ : correntes de seqüência positiva, negativa e zero totais de falta;
  - ✓  $I_F$ : corrente total de falta, em termos de redes de seqüência;
  - ✓  $Z_{SA1}$ ,  $Z_{SA2}$ ,  $Z_{SA0}$ : impedâncias de seqüência positiva, negativa e zero do Sistema A;
  - ✓  $Z_{SB1}$ ,  $Z_{SB2}$ ,  $Z_{SB0}$ : impedâncias de seqüência positiva, negativa e zero do Sistema B;
  - ✓  $Z_{(C1)1}$ ,  $Z_{(C1)2}$ ,  $Z_{(C1)0}$ : impedâncias de seqüência positiva, negativa e zero da Linha A-B Circuito 1;
  - ✓  $Z_{(C2)1}$ ,  $Z_{(C2)2}$ ,  $Z_{(C2)0}$ : impedâncias de seqüência positiva, negativa e zero da Linha A-B Circuito 2;
  - ✓  $V_1$ ,  $V_2$ ,  $V_0$ : tensões de seqüência positiva, negativa e zero no ponto onde está instalado o relé (Barra A);
  - ✓  $V_{F1}$ ,  $V_{F2}$ ,  $V_{F0}$ : tensões de seqüência positiva, negativa e zero no ponto de falta (Barra B).
- $C_2$ : razão entre a corrente de seqüência negativa no equivalente dos dois circuitos e a corrente de seqüência negativa total de falta.

$$C_2 = \frac{Z_{SB2}}{Z_{SA2} + Z_{SB2} + Z_{L2}} = \frac{I_2}{I_{F2}} \quad (2-54)$$

$Z_{L2}$ : impedância equivalente de seqüência negativa dos circuitos paralelos.

- $C_0$ : razão entre a corrente de seqüência zero no equivalente dos dois circuitos e a corrente de seqüência zero total de falta.

$$C_0 = \frac{Z_{SB0}}{Z_{SA0} + Z_{SB0} + Z_{L0}} = \frac{I_0}{I_{F0}} \quad (2-55)$$

$Z_{L0}$ : impedância equivalente de seqüência zero dos circuitos paralelos.

Além das relações  $C_1$ ,  $C_2$  e  $C_0$ , cabe apresentar as relações entre as correntes de seqüência “vistas” pelo relé e as correntes de seqüência que fluem do Sistema A. São elas:

- $C'_1$ : razão entre a corrente de seqüência positiva vista pelo relé e a corrente de seqüência positiva que flui do Sistema A.

$$C'_1 = \frac{Z_{(C2)1}}{Z_{(C1)1} + Z_{(C2)1}} = \frac{I_{(C1)1}}{I_1} \quad (2-56)$$

- $C'_2$ : razão entre a corrente de seqüência negativa no equivalente dos dois circuitos e a corrente de seqüência negativa que flui do Sistema A.

$$C'_2 = \frac{Z_{(C2)2}}{Z_{(C1)2} + Z_{(C2)2}} = \frac{I_{(C1)2}}{I_2} \quad (2-57)$$

- $C'_0$ : razão entre a corrente de seqüência zero no equivalente dos dois circuitos e a corrente de seqüência zero que flui do Sistema A.

$$C'_0 = \frac{Z_{(C2)0} - Z_{0M}}{Z_{(C1)0} + Z_{(C2)0} - 2 \cdot Z_{0M}} = \frac{I_{(C1)0}}{I_0} \quad (2-58)$$

Assim como na seção 2.2.1.2, são definidas as relações entre as correntes de seqüência “vistas” pelo relé e as correntes de seqüência totais de falta. Estas relações são obtidas a partir de  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_0$ ,  $C'_1$ ,  $C'_2$  e  $C'_0$ , a saber:

- $C_{F1}$ : razão entre a corrente de seqüência positiva vista pelo relé e a corrente de seqüência positiva total de falta.

$$C_{F1} = \frac{I_{(C1)1}}{I_{F1}} = C'_1 \cdot C_1 \quad (2-59)$$



- $C_{F2}$ : razão entre a corrente de seqüência negativa no equivalente dos dois circuitos e a corrente de seqüência negativa total de falta.

$$C_{F2} = \frac{I_{(C1)2}}{I_{F2}} = C'_2 \cdot C_2 \quad (2-60)$$

- $C_{F0}$ : razão entre a corrente de seqüência zero no equivalente dos dois circuitos e a corrente de seqüência zero total de falta.

$$C_{F0} = \frac{I_{(C1)0}}{I_{F0}} = C'_0 \cdot C_0 \quad (2-61)$$

Conforme seção 2.2.1.2, em geral as impedâncias de seqüência positiva e de seqüência negativa de uma linha de transmissão são consideradas iguais ( $Z_{(C1)1} = Z_{(C1)2}$ ). Além disso, sabe-se que  $I_{F1} = I_{F2} = I_{F0} = I_F$ , de acordo com a Figura 2-8. Com efeito, as tensões em termos de componentes simétricas, no ponto onde o relé se encontra instalado, podem ser representadas segundo as expressões a seguir:

$$V_1 = C_{F1} \cdot I_{F0} \cdot Z_{(C1)1} + V_{F0} \quad (2-62)$$

$$V_2 = C_{F2} \cdot I_{F0} \cdot Z_{(C1)1} + V_{F2} \quad (2-63)$$

$$V_0 = C_{F0} \cdot I_{F0} \cdot (Z_{(C1)0} - Z_{0M}) + C_0 \cdot I_{F0} \cdot Z_{0M} + V_{F0} = \\ C_{F0} \cdot I_{F0} \cdot Z_{(C1)0} + (C_0 - C_{F0}) \cdot I_{F0} \cdot Z_{0M} \quad (2-64)$$

A Figura 2-8 mostra que a soma das tensões no ponto de falta, em termos de componentes simétricas, é a seguinte:

$$V_{F1} + V_{F2} + V_{F0} = 3 \cdot I_F \cdot R_F \quad (2-65)$$

Com base em (2-1), temos a seguinte equação:

$$V_a = V_1 + V_2 + V_0 = (C_{F1} + C_{F2}) \cdot I_F \cdot Z_{(C1)1} + C_{F0} \cdot I_F \cdot Z_{(C1)0} + (C_0 - C_{F0}) \cdot I_F \cdot Z_{0M} + 3 \cdot I_F \cdot R_F \quad (2-66)$$

Além do fator de compensação de seqüência zero própria ( $K_0$ ), apresentada na seção 2.2.1.2, para linhas acopladas magneticamente é necessário considerar o fator de compensação de seqüência zero mútua ( $K_{0M}$ ). Os dois fatores estão mostrados abaixo:

$$K_0 = \frac{Z_{(C1)0} - Z_{(C1)1}}{3 \cdot Z_{(C1)1}} \quad (2-67)$$

$$K_{0M} = \frac{Z_{0M}}{3 \cdot Z_{(C1)1}} \quad (2-68)$$

Em função de  $K_0$  e  $K_{0M}$ ,  $V_a$  pode ser definida segundo a expressão a seguir:

$$V_a = Z_{(C1)1} \cdot I_F \cdot [C_{F1} + C_{F2} + (1 + 3 \cdot K_0) \cdot C_{F0} + 3 \cdot K_{0M} \cdot (C_0 - C_{F0})] + 3 \cdot I_F \cdot R_F \quad (2-69)$$

Da expressão (2-69), define-se a corrente de compensação de seqüência zero:

$$I_{a_{comp}} = I_F \cdot [C_{F1} + C_{F2} + (1 + 3 \cdot K_0) \cdot C_{F0} + 3 \cdot K_{0M} \cdot (C_0 - C_{F0})] \quad (2-70)$$

A impedância medida pelo relé, em uma falta da fase A para a terra em uma linha acoplada magneticamente, é resultado da relação entre a tensão  $V_a$  e  $I_{a_{comp}}$ :

$$Z_{med_{relé}} = \frac{V_a}{I_{a_{comp}}} = Z_{(C1)1} + \frac{3 \cdot R_F}{C_{F1} + C_{F2} + (1 + 3 \cdot K_0) \cdot C_{F0} + 3 \cdot K_{0M} \cdot (C_0 - C_{F0})} \quad (2-71)$$

Conforme apresentado na seção 2.2.1.2, o fator de compensação de seqüência zero própria ( $K_0$ ) pode ter duas variações, uma para a tensão  $V_a$  ( $K_{0L}$ ) e outra para a

corrente  $I_{a\ comp}$  ( $K_{0A}$ ). O mesmo ocorre para o fator de compensação de seqüência zero mútua ( $K_{0M}$ ), a saber:  $K_{0ML}$  (tensão) e  $K_{0MA}$  (corrente). Com efeito, as equações (2-69), (2-70) e (2-71) são reescritas da seguinte forma:

$$V_a = Z_{(C1)1} \cdot I_F \cdot [C_{F1} + C_{F2} + (1 + 3 \cdot K_{0L}) \cdot C_{F0} + 3 \cdot K_{0ML} \cdot (C_0 - C_{F0})] + 3 \cdot I_F \cdot R_F \quad (2-72)$$

$$I_{a\ comp} = I_F \cdot [C_{F1} + C_{F2} + (1 + 3 \cdot K_{0A}) \cdot C_{F0} + 3 \cdot K_{0MA} \cdot (C_0 - C_{F0})] \quad (2-73)$$

$$Z_{med\ relé} = \frac{V_a}{I_{a\ comp}} = \frac{[C_{F1} + C_{F2} + (1 + 3 \cdot K_{0L}) \cdot C_{F0} + 3 \cdot K_{0ML} \cdot (C_0 - C_{F0})] + 3 \cdot I_F \cdot R_F}{C_{F1} + C_{F2} + (1 + 3 \cdot K_{0A}) \cdot C_{F0} + 3 \cdot K_{0MA} \cdot (C_0 - C_{F0})} \quad (2-74)$$

Para que o relé de distância meça adequadamente a impedância de falta, deve-se fazer  $K_{0A}=K_{0L}$  e  $K_{0MA}=K_{0ML}$ , em módulo e em ângulo. Isto vale, sobretudo, para faltas internas. A compensação de seqüência zero mútua só é viável se a corrente de seqüência zero da linha de transmissão acoplada for acessível [5]. Caso contrário, a compensação poderá causar erros de medição, dentre eles o sobrealcance para faltas externas.

### 2.3 Diagrama R-X

O diagrama R-X é um plano complexo utilizado na representação de características de operação de relés de distância, bem como de componentes do sistema, de resistências de falta e de pontos de operação – condições de faltas (internas ou externas à linha de transmissão protegida) e dinâmicas de carregamento (oscilações e perdas de sincronismo). Tal diagrama permite analisar a aplicabilidade, ajuste, coordenação e desempenho de relés de distância.

O diagrama R-X, apresentado na Figura 2-9, pode ser construído em ohms secundários ou primários, isto é, com ou sem a utilização de transformadores de

instrumentos, respectivamente. Por convenção, as impedâncias, medidas em função das correntes que entram na linha pelo terminal onde se localiza o relé de distância, são representadas no primeiro quadrante.

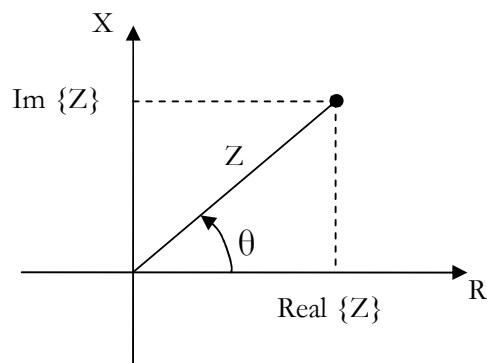


Figura 2-1 –

Figura 2-9: Diagrama R-X – Impedância “vista” pelo relé

A impedância  $Z$ , obtida através da relação entre o valor RMS de tensão pelo valor RMS de corrente, é composta por componentes Real ( $R = Z \cos \theta$ ) e Imaginária ( $X = Z \sin \theta$ ), cujos valores são as coordenadas de um ponto no diagrama R-X, dada uma relação de  $V$ ,  $I$  e  $\theta$ . Os valores de  $R$  são positivos da origem para direita e os de  $X$  são positivos da origem para cima. Tais sinais consideram a direção de operação do relé.

O lugar geométrico das falhas sólidas na linha protegida é uma reta que passa pela origem do diagrama R-X e tem comprimento proporcional à impedância de seqüência positiva da linha, enquanto que em caso de uma falta resistiva, o lugar geométrico é modificado segundo a resistência de falta, como se pode verificar na Figura 2-10.

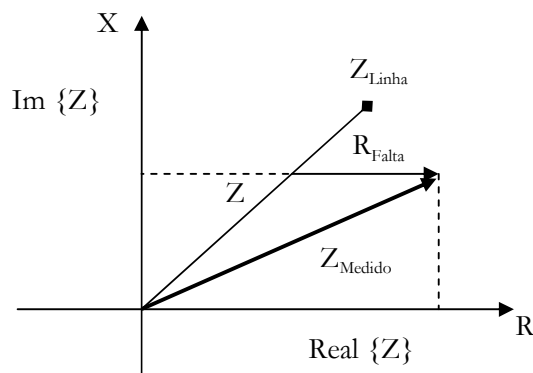


Figura 2-10: Diagrama R-X – Falta Resistiva

## 2.4 Características de Operação de Relés de Distância

A característica de operação da proteção de distância deve ser tal que faltas sólidas ou resistivas, com ou sem carregamento prévio, possam ser acomodadas. A acomodação de faltas resistivas depende, sobretudo, de condições impostas pelo sistema elétrico, do tipo de característica de operação do relé e do nível de corrente de falta medida. Há ainda outros fatores que podem afetar a acomodação para as diversas faltas, sólidas ou resistivas, tais como acoplamento magnético e fontes intermediárias.

As características de operação podem ser de dois tipos: clássicas ou modificadas. As clássicas são obtidas por comparação de amplitude ou por comparação de fase com tensão e corrente do mesmo laço de falta. As modificadas, utilizadas freqüentemente em relés estáticos, são implementadas a partir das clássicas, contudo, com variações do tempo de integração das comparações efetuadas [5].

Dentre as características clássicas de operação, pode-se citar:

- Impedância

O relé de impedância é um relé de sobrecorrente com retenção por tensão, aplicável a unidades de partida. Conforme a Figura 2-11, esta característica não é inerentemente direcional, pois enxerga nas duas direções em relação à barra onde se encontra instalado o relé, e seu ajuste consiste em um valor de impedância  $Z$  constante (raio da circunferência da característica). Para valores de impedância, medidos pelo relé, menores que  $Z$ , há operação. Para valores maiores, não há sensibilização do relé [6].

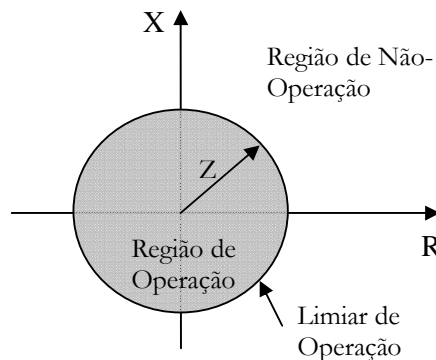
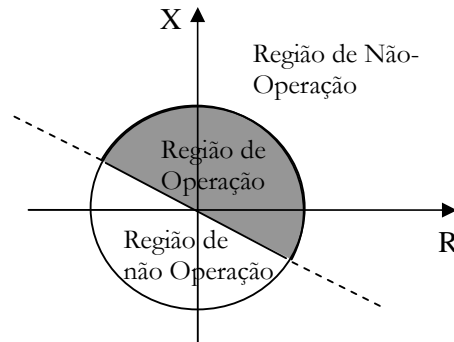


Figura 2-11: Característica do Relé de Impedância

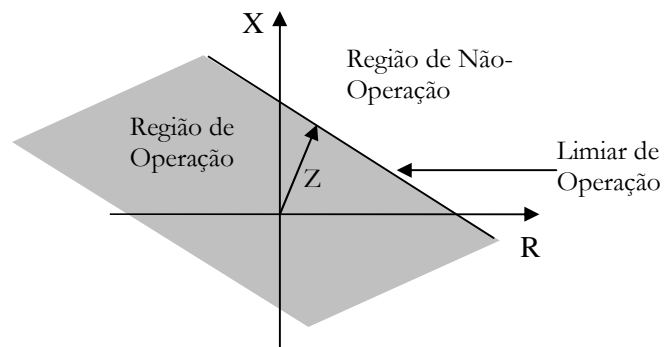
O relé de impedância pode ser combinado com uma unidade direcional para formar um relé de impedância direcional, cuja característica está representada na Figura 2-12 [6].



**Figura 2-12: Característica do Relé de Impedância Direcional**

- Ângulo de Impedância, Reatância e Resistência

Os relés de reatância, resistência e de ângulo de impedância são similares, sendo o último uma generalização dos dois primeiros. São relés que ocupam uma área infinita no diagrama polar, não discriminam direcionalidade e aplicáveis a características compostas. A característica de reatância, em especial, apresenta boa acomodação de resistência de falta em sistemas radiais, entretanto, para sistemas não radiais, é consideravelmente susceptível a variações angulares da resistência de falta medida (condições de carga). As características desses três relés podem ser observadas nas três figuras a seguir:



**Figura 2-13: Característica do Relé de Ângulo de Impedância**

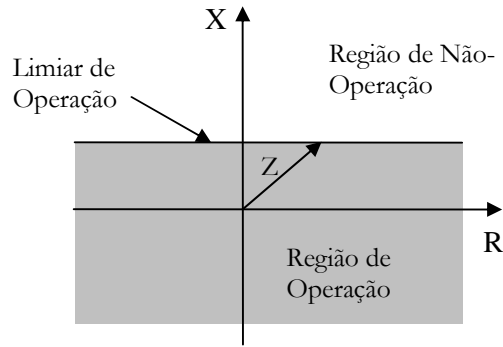


Figura 2-14: Característica do Relé de Reatância

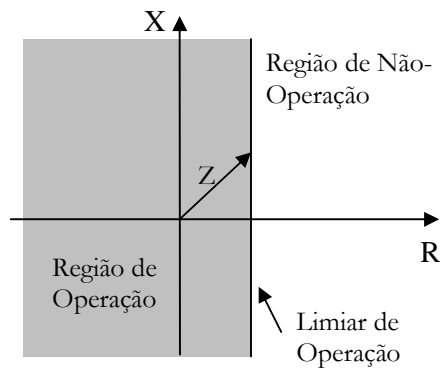
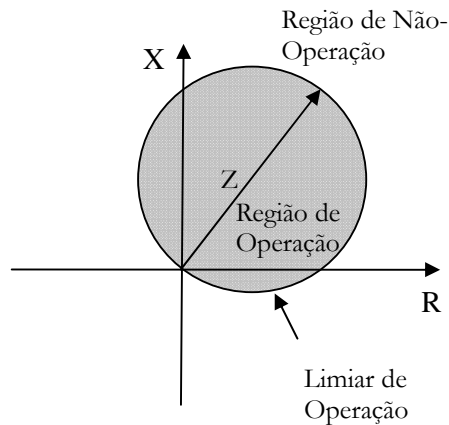


Figura 2-15: Característica do Relé de Resistência

- MHO ou de Admitância

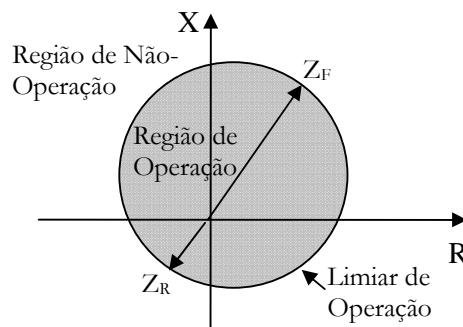
A característica de operação de uma unidade Mho, apresentada na Figura 2-16, trata-se de um círculo que passa pela origem, com diâmetro igual ao ajuste  $Z$ . Ao contrário do relé de impedância, o relé Mho apresenta característica inerentemente direcional.



**Figura 2-16: Característica do Relé MHO**

- MHO Modificado

O relé MHO modificado foi concebido com o objetivo incluir a origem do diagrama polar na característica MHO, permitindo, assim, a discriminação de faltas próximas à origem do diagrama polar. Esta característica é aplicável a unidades de partida.



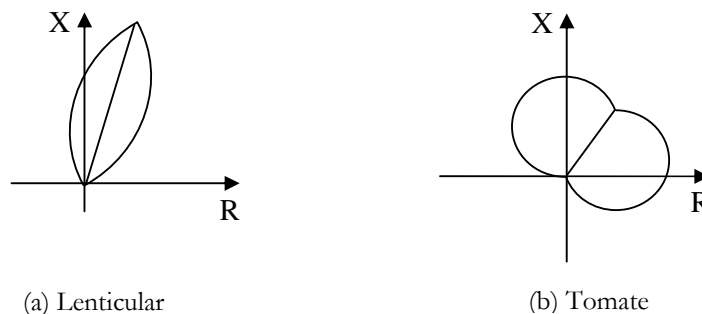
**Figura 2-17: Característica do Relé MHO Modificado**

As características de operação modificadas são obtidas a partir de características clássicas circulares ou retilíneas. As circulares podem ser transformadas em lenticulares ou tomates, enquanto que entre as retilíneas se destacam as características de reatância modificada e a quadrilateral.

No que se refere às características circulares modificadas, mostradas na Figura 2-18(a) e Figura 2-18(b), pode-se observar que a característica tomate apresenta uma acomodação de resistência de falta consideravelmente maior do que a da lenticular. Entretanto, a lenticular discrimina bem mais o carregamento pré-falta, quando

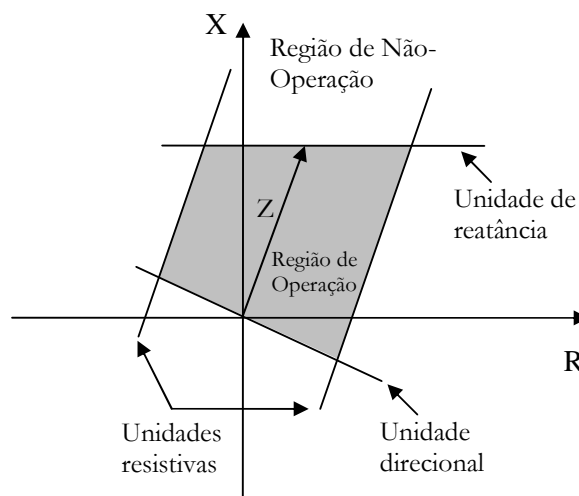


comparada à tomate. Por fim, cabe ressaltar que a aplicabilidade da característica lenticular é voltada para linhas longas, enquanto que a característica tomate é aplicável a linhas curtas [5].



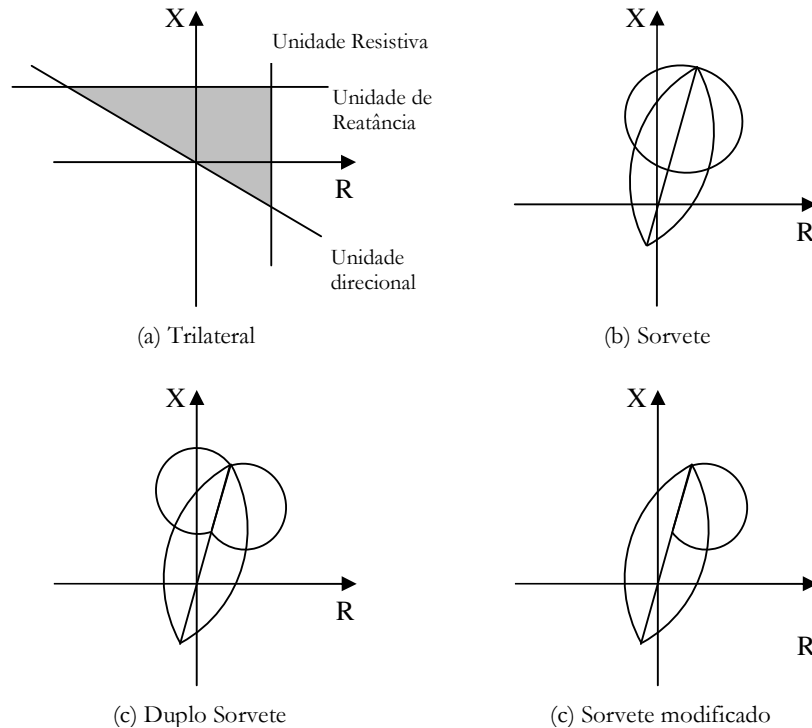
**Figura 2-18: Características circulares modificadas**

Dentre as características retilíneas modificadas, destacam-se a reatância restrita, a direcional restrita e a resistiva. A interseção entre essas características dá origem a uma característica composta muito comum em relés de distância: a característica quadrilateral. A unidade direcional possibilita ao relé a capacidade de distinguir a direção da corrente de falta em condições severas, tais como faltas trifásicas com tensão nula ou inversão de tensão em linhas com compensação série. A unidade de reatância define o alcance da característica, e deve evitar efeitos de sobrealcances e subalcances resistivos. As unidades de resistência têm como objetivo limitar a cobertura resistiva da característica. Tanto a unidade de reatância quanto as unidades de resistência devem estar livres ou ao menos sob um efeito minimizado da influência do carregamento. A Figura 2-19 apresenta a característica quadrilateral:



**Figura 2-19: Característica composta Quadrilateral**

Além da característica quadrilateral, cabe citar outras características compostas por união ou interseção: trilateral, sorvete, sorvete duplo e a sorvete modificado. Tais características são mostradas na Figura 2-20.



**Figura 2-20: Características compostas**

As características Mho e direcional discutidas anteriormente não garantem a operação com tensão nula. Isto porque a característica de operação não engloba a origem do plano complexo de impedâncias. Este ponto é justamente o lugar geométrico das impedâncias medidas para faltas sólidas próximas ao relé [5].

As características variáveis surgem, precisamente, da tentativa de solução da deficiência dos relés de característica tipo Mho na discriminação de faltas com tensão zero. Neste caso, procura-se utilizar tensões de polarização das fases não defeituosas ou tensões memorizadas.

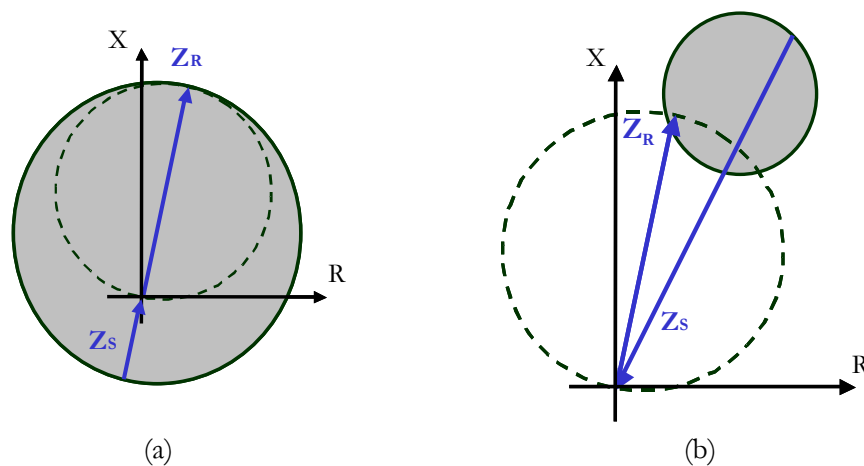
São duas as técnicas principais, utilizadas para a obtenção das características Mho-Polarizado:

- Utilização das tensões das fases não defeituosas (polarização cruzada);
- Utilização de memória da tensão pré-falta.

Em ambas as estratégias, a característica obtida engloba a origem do plano complexo, permitindo a detecção de defeito com tensão nula (muito próximos do relé). Todavia, no caso da utilização de memória de tensão pré-falta, a característica Mho Polarizada obtida engloba a origem do plano apenas durante a presença do sinal de memória. Este tempo é, em geral, suficiente para a detecção dos defeitos sem retardo intencional. Além disso, a utilização de tensão memorizada é única estratégia que permite a detecção de defeitos trifásicos sólidos próximos ao relé.

A utilização da polarização cruzada ou de ação de memória gera uma expansão da característica de operação, no sentido de englobar a origem. Todavia, esta expansão só ocorre quando o defeito está à frente do relé, ou seja, na própria linha protegida. No caso de defeitos atrás do relé, a característica de operação altera-se completamente, dificultando a operação nesta condição. Este comportamento é extremamente conveniente e é amplamente empregado na proteção de linhas de transmissão.

A Figura 2-21(a) ilustra, de forma qualitativa, a expansão da característica Mho Polarizado durante a ocorrência de defeitos na própria linha protegida. Na Figura 2-21(b) pode-se observar a retração da característica, que resulta da ocorrência de faltas reversas. Na Figura 2-21, a região de operação está destacada e a característica original (Mho convencional) tracejada.



**Figura 2-21: Característica Mho Polarizada**

Os relés podem ainda utilizar uma combinação de polarização cruzada e ação de memória. Esta estratégia denomina-se Polarização Dual.

A característica modelada neste trabalho é a Mho Polarizada por ação de memória de tensão pré-falta de seqüência positiva. Para este tipo de polarização, o comparador de fase tipo cosseno é empregado. Os sinais de entrada desse comparador são os seguintes:

$$S_1 = I_{loop} \cdot Z_R - V_{loop} \quad (2-75)$$

$$S_2 = V_{1mem} \quad (2-76)$$

Onde:

- ✓  $I_{loop}$ : corrente do laço de falta;
- ✓  $Z_R$ : valor do ajuste do relé;
- ✓  $V_{loop}$ : tensão do laço de falta;
- ✓  $V_{1mem}$ : tensão pré-falta de seqüência positiva.

Cabe neste momento ressaltar que as simulações apresentadas no Capítulo 5 são baseadas em faltas trifásicas-terra. Segundo discutido na seção 2.2.1.1, a impedância medida pelo relé em uma falta trifásica pode ser detectada a partir da razão entre a tensão  $V_a$  e corrente  $I_a$ , por exemplo. Tais grandezas representam, portanto, as grandezas do laço de falta. Reescrevendo a expressão para  $S_1$ , tem-se:

$$S_1 = I_a \cdot Z_R - V_a \quad (2-77)$$

O sinal  $S_2$  é reponsável pela ampliação da característica Mho. Conforme mostrado em [7], este sinal é obtido a partir de filtros ressonantes na freqüência fundamental, cuja função é manter o valor da tensão de seqüência positiva antes da falta por um período de tempo suficiente para a atuação do relé.

A atuação do relé depende do ângulo entre os dois sinais de entrada,  $S_1$  e  $S_2$ . Sempre que o ângulo entre os dois sinais estiver compreendido entre  $-90^0$  e  $90^0$ , ocorre a operação do relé.

## 2.5 Esquemas Básicos de Relés de Distância

A proteção baseada em relés de distância pode ser realizada com ou sem um canal piloto. O canal piloto representa o meio através do qual se transmitem informações de um terminal para o outro de uma linha de transmissão visando operações relacionadas com a proteção, e será discutido na seção 2.5.2. O esquema que não faz uso de canal piloto, chamado de esquema convencional de 3 zonas, será abordado na seção 2.5.1.

### 2.5.1 Esquema Convencional de Três Zonas

A Figura 2-22 e a Figura 2-23 [8] ilustram o esquema de proteção convencional de três zonas e sua lógica:

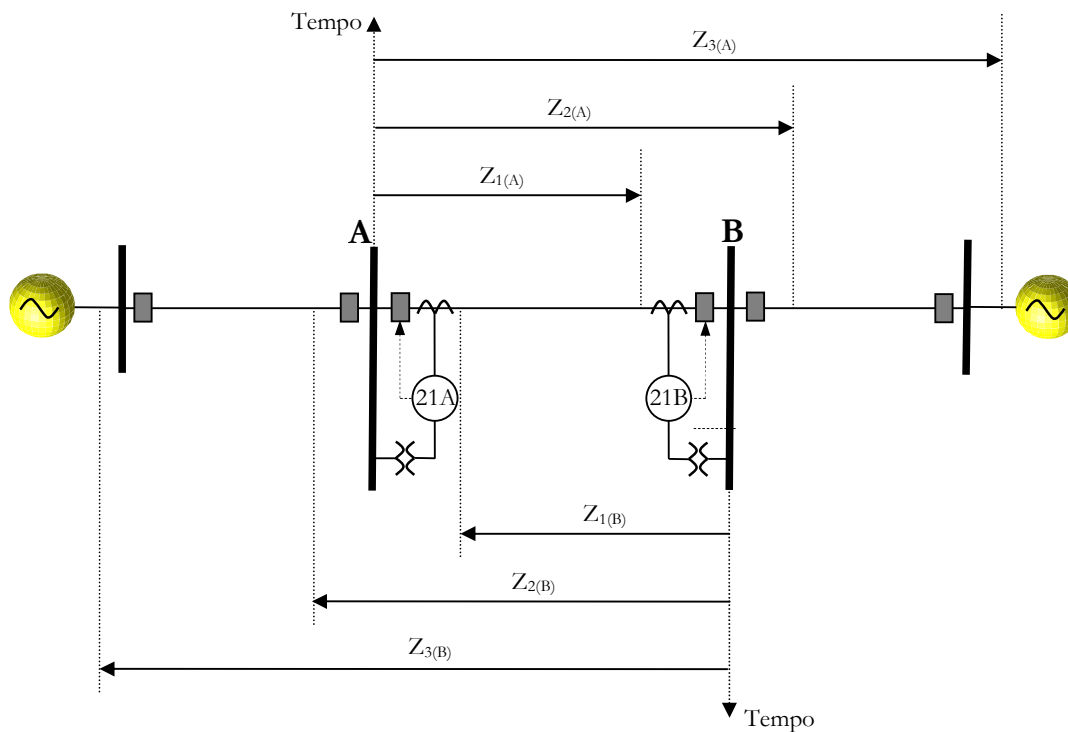
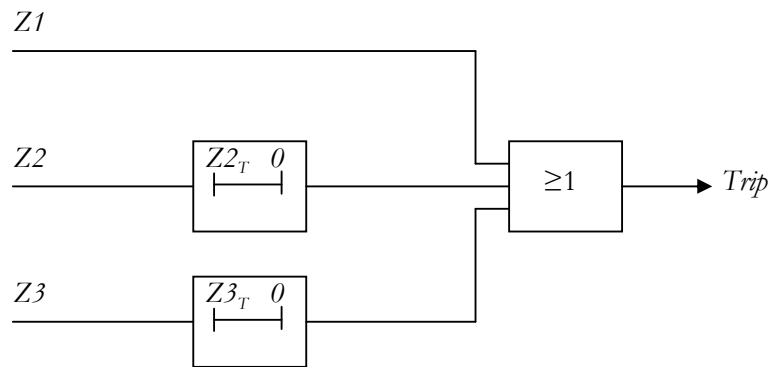


Figura 2-22: Esquema de Três Zonas



**Figura 2-23: Lógica do Esquema de Três Zonas**

Cada zona possui um alcance e um tempo de atuação (com ou sem retardo intencional). O ajuste do alcance e a temporização das zonas devem considerar fatores que influenciam a atuação do relé de distância.

A primeira zona, definida como unidade de subalcance, deve ser ajustada de forma a não detectar falta externa à linha protegida. Para que este objetivo seja alcançado com segurança, o alcance dessa zona deve ser obrigatoriamente menor do que a impedância de seqüência positiva da linha a ser protegida, uma vez que a atuação do relé pode ser afetada por fatores como exatidão do valor da referida impedância, exatidão de transformadores para instrumentos (IP e TC), sobrealcance transitório, exatidão da unidade de medida e erros impostos pelo sistema elétrico. Em função desse critério, a primeira zona não detecta falta no barramento adjacente [5].

O ajuste da primeira zona, em linhas sem compensação série, normalmente está compreendido entre 80 e 90% do valor da impedância de seqüência positiva da linha a ser protegida. Essa faixa se aplica a unidades de medida do tipo MHO e de reatância com compensação de carregamento pré-falta em linhas sem acoplamento magnético. Para as unidades do tipo MHO, o ângulo característico deve ser ajustado tão próximo quanto possível do ângulo da impedância de seqüência positiva da linha a ser protegida. O ajuste da unidade de reatância deve estar compreendido entre 80 e 90% da menor reatância medida para faltas resistivas no fim da linha, com a condição de carga exportada [5].

A segunda zona deve ser ajustada de modo a detectar falta em qualquer ponto da linha protegida, bem como no barramento adjacente, sem que o alcance de primeira zona da linha adjacente eletricamente mais curta seja ultrapassado. Tendo em vista esta

característica, a segunda zona é definida como uma função de sobrealcançe. O tempo de atuação da segunda zona ( $T_2$ ) deve contemplar o tempo de atuação da primeira zona mais lenta das linhas adjacentes mais o tempo de abertura do seu disjuntor, bem como o tempo do esquema para falha de disjuntor (BF) do barramento adjacente e uma margem de segurança. Os valores típicos mínimos de  $T_2$  em geral são da ordem de 300 a 500 ms [5].

O ajuste da terceira zona deve possibilitar a detecção de faltas até a extremidade da linha adjacente eletricamente mais longa, ou seja, deve assegurar a retaguarda remota. Para tanto, a terceira zona deve ser capaz, inclusive, de detectar faltas em condições severas de fontes intermediárias [5]. A temporização da terceira zona ( $T_3$ ) deve garantir coordenação com as segundas e terceiras zonas das linhas adjacentes, uma vez que, ao fornecer retaguarda remota à linha adjacente eletricamente mais longa, implica em sobrealcançe das segundas zonas das linhas adjacentes de menor comprimento elétrico [5].

Além das três zonas já discutidas, cabe mencionar a zona de partida, cujo ajuste é realizado de forma similar ao da terceira zona, exceto por dois fatores: a zona de partida em geral não é direcional e seu alcance reverso pode ter que incluir uma zona reversa; a zona de partida pode ser utilizada para seleção de fase (relés chaveados por laço de falta ou totalmente chaveados) [5].

Para impedir a atuação de relés de fase durante oscilações de potência ou perda de sincronismo, pode-se fazer uso de uma outra zona de proteção, a qual envolve a zona de partida. A característica normalmente utilizada para este fim é o *mbo* modificado com uma temporização externa (ex.: 35 a 50ms), com o objetivo de discriminar uma variação lenta da impedância medida de uma alteração rápida típica de um curto-circuito.

### **2.5.2 Esquemas de Teleproteção (canal piloto)**

O sistema de proteção deve ser rápido e seletivo na eliminação de uma falta no sistema protegido. Para o esquema convencional, discutido na seção 2.5.1, a combinação de alta velocidade com garantia de seletividade em geral não é exequível.

A Figura 2-24 apresenta uma falta próxima a uma das barras (Barra A), fora do alcance da zona 1 da barra remota (Barra B). Neste caso, espera-se a atuação da zona 1 do relé instalado na Barra A, e da zona 2 daquele localizado na Barra B. Com efeito, a falta só será eliminada no tempo ajustado para a zona 2 do relé 21B. A seletividade está garantida, mas a falta não foi eliminada instantaneamente. Para elevar a velocidade de eliminação da falta, a solução seria aumentar o alcance da primeira zona do relé 21B. Entretanto, isto poderia fazer com que a referida zona atuasse para faltas na linha A-C, próximas à Barra A.

O esquema de teleproteção é uma solução inteligente que visa aliar a rapidez de atuação de uma proteção à seletividade requerida. Trata-se de um sistema de proteção onde um dado terminal é informado pelo terminal remoto da existência de falta na zona de interesse, utilizando-se de um sistema de transmissão via canal piloto (fio piloto, onda portadora, microondas ou fibra óptica), com um transmissor e um receptor em cada um dos terminais. A rapidez de atuação, aliada a seletividade, é conseguida porque o terminal remoto, possuindo sensores adequados para "sentirem" a direção do fluxo de corrente da falta, fornece quase que instantaneamente esta informação ao outro terminal. O Quadro 2-4 [9] informa as características dos diferentes canais piloto utilizados atualmente. As aplicações de cada tipo de canal piloto são abordadas em [9].

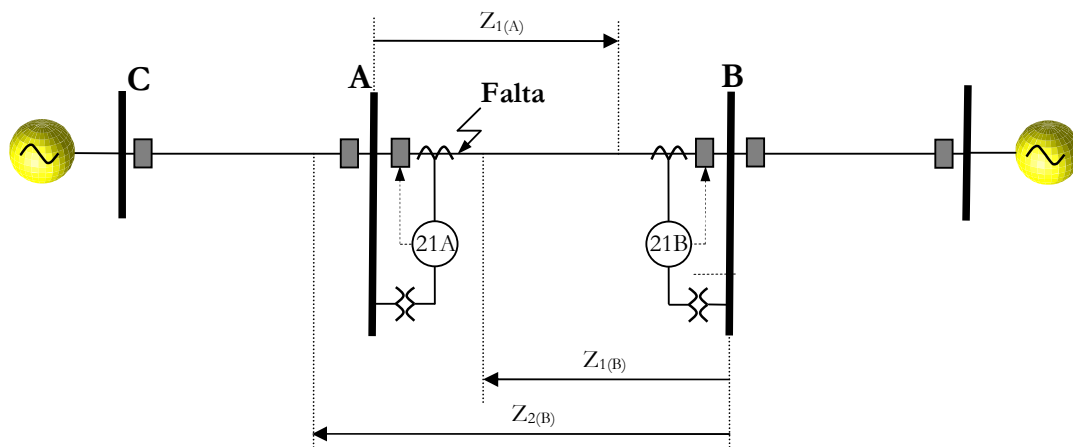


Figura 2-24: Seletividade *versus* Velocidade



Canal Piloto	Meio de Propagação	Sinal
<b>Fio Piloto</b>	Fios telefônicos, cabos, fios nus, etc.	DC, AC (60 Hz) ou AC (áudio – 20 Hz a 20 kHz)
<b>Onda Portadora (Carrier)</b>	Linha de Transmissão	AC (30 kHz a 600 kHz)
<b>Microondas</b>	Ar, através de um sistema apropriado de antenas.	AC (acima de 1000 kHz)
<b>Fibra Ótica</b>	Fibra ótica no núcleo dos cabos pára-raios.	Ótico (comprimento de onda de 0,3 a 30 $\mu\text{m}$ )

**Quadro 2-4 – Tipos de Canais Piloto**

Os esquemas de teleproteção podem ser classificados em seis tipos [10], a saber:

- Comparação Direcional por Bloqueio;
- Aceleração de Zona;
- Transferência Direta de Disparo por Subalcance
- Transferência Permissiva de Disparo por Subalcance
- Transferência Permissiva de Disparo por Sobrealcance
- *Unblocking*

Dentre os esquemas supracitados, será destacado o de Transferência Permissiva de Disparo por Sobrealcance, também conhecido pela sigla POTT (*Permissive Overreach Transfer Trip*). Tal esquema é utilizado no sistema de proteção das linhas de transmissão da Interligação Norte-Sudeste, sistema elétrico objeto deste trabalho. Mais detalhes sobre o esquema POTT não abordados neste texto e sobre os demais esquemas podem ser encontrados em [5][6][8][9][10][11].

O esquema POTT é definido como de sobrealcance por fazer uso da segunda zona dos relés de distância para envio de sinal. Além dessa unidade, também emprega a de sobrecorrente direcional contra faltas à terra (67N) de alta sensibilidade. A característica de permissividade desse esquema se deve ao fato da sua atuação efetiva

em cada terminal - disparo do disjuntor - requerer uma permissão do relé do terminal remoto. A estrutura e a lógica do esquema POTT encontram-se ilustrados na Figura 2-25 [10] e na Figura 2-26[8], respectivamente.

A unidade de segunda zona do relé de distância, em cada terminal, inicia a transmissão do sinal de disparo ao terminal remoto (sinal permissivo) e fornece condições para o disparo em alta velocidade. Além disso, a unidade de segunda zona energiza o seu respectivo temporizador para que possa cumprir sua função de proteção de retaguarda [6].

Com efeito, se há em um terminal a atuação da segunda zona de seu relé e a recepção do sinal permissivo do terminal remoto significa que ocorreu uma falta interna à linha protegida e o disjuntor deve ser aberto. O mesmo ocorre para o terminal remoto.

Para uma falta externa, em um dos terminais não ocorrerá atuação da segunda zona e, conseqüentemente, o sinal permissivo não será enviado ao terminal remoto. Esta lógica também é aplicada à unidade 67N.

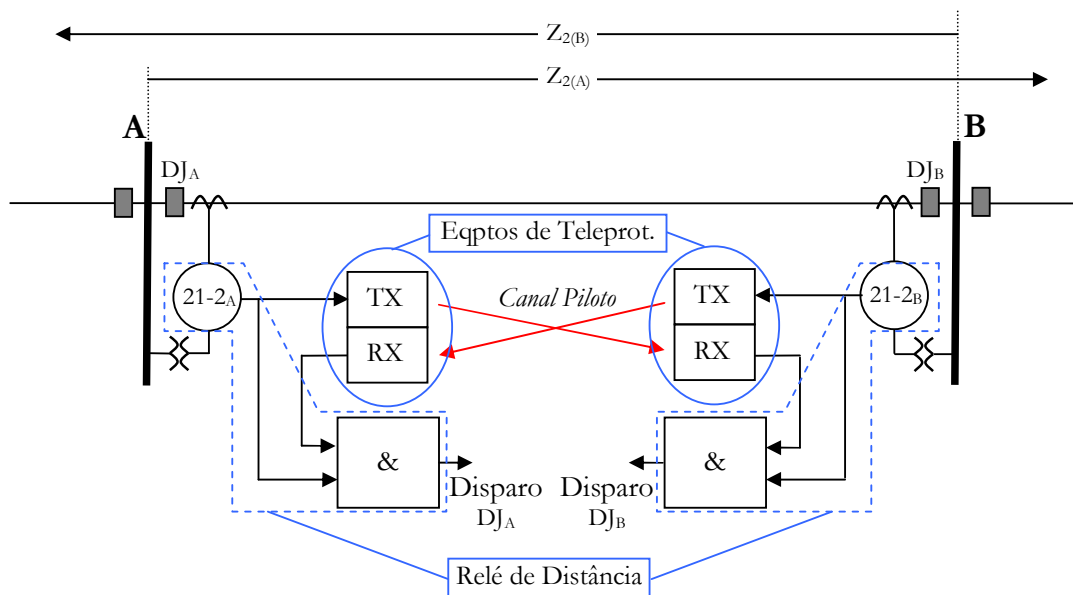
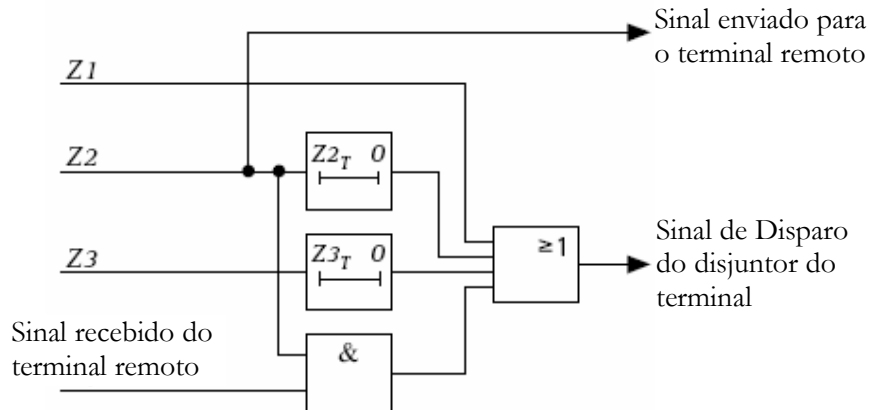


Figura 2-25: Esquema de Transferência Permissiva por Sobrealcance



**Figura 2-26: Lógica do Esquema de Transferência Permissiva por Sobrealcance, para cada terminal da linha de transmissão protegida.**

O esquema POTT, portanto, utiliza a segunda zona instantânea e a unidade 67N de alta sensibilidade para tornar o sistema de proteção mais rápido e seletivo. Cabe destacar que este esquema não apresenta problemas quando aplicado em linhas curtas ou com relação a acoplamento mútuo entre linhas paralelas [11]. Além disso, apresenta segurança para faltas externas, uma vez que não atua mesmo que o canal piloto estiver inoperante [5]. Por outro lado, se ações preventivas apropriadas não forem tomadas, o esquema POTT pode apresentar algumas desvantagens [5], tais como: atuação incorreta quando da eliminação seqüencial de falta em linha paralela; aplicação problemática em linhas multiterminais na presença de *outfeeds*; não possui boa confiabilidade, pois não atua se o canal piloto estiver inoperante ou se a unidade de medida local falhar; não opera necessariamente para faltas sólidas próximas ao terminal associado a uma fonte forte, pois depende da atuação do terminal fraco, que pode ser lenta ou não ocorrer; pode não atuar quando um dos terminais estiver aberto. Dentre as medidas que previnem os casos mencionados, destacam-se: lógica de *eco*, para a condição de um dos terminais aberto; lógica de *weak-feed*, para os casos de fontes fracas; lógica *unblocking*, na ocasião em que há perda de comunicação.

## 2.6 Fenômenos que influenciam a atuação dos Relés de Distância

Dentre os fenômenos e grandezas que influenciam o desempenho do relé de distância, destacam-se a resistência de arco, carregamento pré-falta, o acoplamento mútuo entre linhas, as fontes intermediárias (*infeed* e *outfeed*) e a compensação série.

A resistência de arco move o ponto final da impedância “vista” pelo relé para direita no plano R-X. Isto, em geral, faz com que o relé subalcance. Entretanto, dependendo da característica de operação, do carregamento pré-falta e da não-homogeneidade do sistema, o relé poderá sobrealcançar em função da presença de resistência de arco.

A Figura 2-27(a) mostra que, na ocasião de uma falta sem resistência de arco ( $R_{\text{arco}}$ ), o relé medirá como impedância de falta ( $Z_{\text{medido}}$ ) exatamente a impedância compreendida entre a sua localização e o ponto de falta ( $Z_{\text{falta}}$ ). Conforme a Figura 2-27(b), a presença da resistência de arco, sem pré-carregamento, faz com que o relé subalcance.

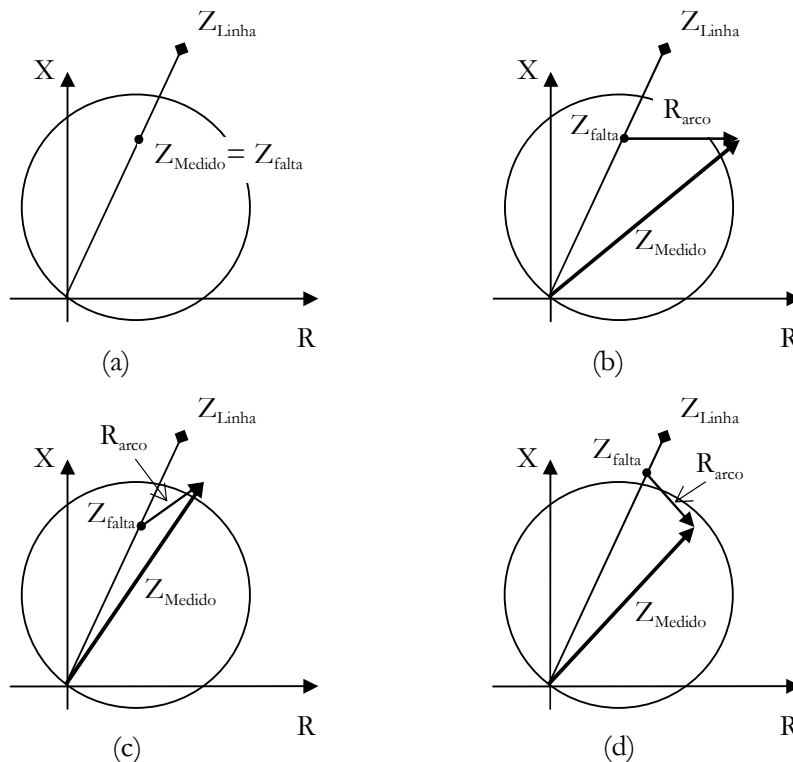


Figura 2-27: Influência da resistência de arco e do carregamento na proteção de distância

Considerando uma condição de importação, de acordo com a Figura 2-27(c), uma falta que seria “vista” pelo relé mesmo com a presença de resistência de arco, passa a ser ignorada por sua característica de operação. Finalmente, em uma condição de exportação mostrada na Figura 2-27(d), o sobrealcance do relé ocorre devido à combinação da presença da resistência de arco com o pré-carregamento. Para minimizar o problema causado pela resistência de arco, a unidade de terra normalmente é formada por característica quadrilateral, cuja acomodação é mais eficaz para faltas resistivas.

Em função do equilíbrio dos fluxos magnéticos, o acoplamento mútuo entre linhas paralelas pode ser desconsiderado para as seqüências positiva e negativo. Por outro lado, o acoplamento de seqüência zero induz uma tensão longitudinal no laço de falta, cuja presença provoca um erro na medição da impedância “vista” pelo relé. A influência do acoplamento depende da configuração do sistema e da direção das correntes dos circuitos acoplados. Se as correntes dos circuitos acoplados estiverem na mesma direção, o relé de distância subalcançará. Para o outro caso (correntes em sentidos opostos), ocorrerá sobrealcance do relé [11].

A Figura 2-28 [4] apresenta uma configuração típica onde há a presença de fontes intermediárias. As impedâncias  $Z_A$ ,  $Z_B$  e  $Z_C$  são os valores de impedância das barras A, B e C até o ponto P, enquanto que  $Z_M$  representa a impedância entre o ponto P e o ponto de falta. Para o caso a ser analisado, considerar-se-á uma falta trifásica.

A impedância medida pelo relé ( $Z_{med\ relé}$ ) pode ser definida de duas formas, dependendo do tipo de fonte intermediária, a saber:

- *Infeed*

$$Z_{med\ relé} = Z_A + Z_M \left(1 + \frac{I_C}{I_A}\right) \tag{2-78}$$

onde  $I_A$  e  $I_C$  são as correntes que circulam entre o ponto P e as barras A e C, respectivamente.

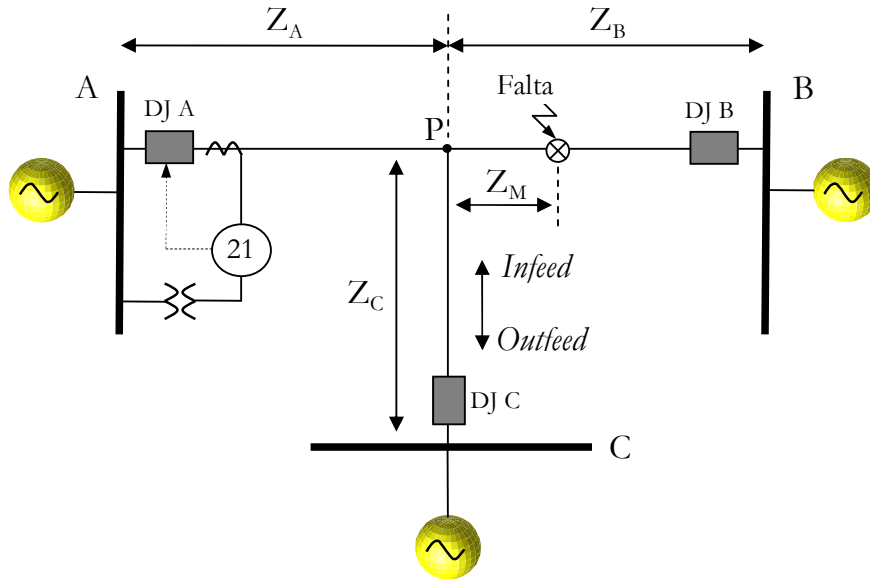


Figura 2-28: Fontes intermediárias - *infeed* e *outfeed*

- *Outfeed*

$$Z_R = Z_A + Z_M \left(1 - \frac{I_C}{I_A}\right)$$

(2-79)

onde  $I_A$  e  $I_C$  são as correntes que circulam entre o ponto P e as barras A e C, respectivamente.

Verifica-se, a partir das equações (2-78) e (2-79), que há subalcance ou sobrealcance do relé em função do aumento (*infeed*) e da redução (*outfeed*) da impedância de falta medida pelo relé, respectivamente [4].

O efeito da compensação série sobre a proteção de distância será abordado no Capítulo 4.

## CAPÍTULO 3

### COMPENSAÇÃO SÉRIE

#### 3.1 Fundamentos

A compensação série cumpre suas finalidades ao reduzir a reatância série de uma linha de transmissão, tornando possível, por exemplo, o aumento da capacidade de transferência de potência e o amortecimento de oscilações eletromecânicas entre áreas. Por outro lado, a utilização de compensadores série pode causar problemas ao sistema elétrico e ao sistema de proteção da linha compensada ou de linhas adjacentes. Um desses problemas é abordado neste capítulo. Trata-se do fenômeno denominado de Ressonância Subsíncrona (RSS). Os efeitos da compensação série sobre a proteção de distância serão discutidos no Capítulo 4.

A variação da reatância série da linha de transmissão pode ser analisada a partir da equação (3-1) e com auxílio da Figura 3-1:

$$P = \frac{V_1 \cdot V_2 \cdot \text{sen}\delta}{X} \quad (3-1)$$

Onde:

- P: potência transferida entre as barras 1 e 2;
- $V_1$  e  $V_2$ : tensões nas barras 1 e 2, respectivamente;
- $\delta$ : ângulo de fase entre as tensões das barras 1 e 2;
- X: reatância série total da linha de transmissão ( $X_{LT} + X_C$ ).
- $X_{LT}$ : reatância série da linha de transmissão;
- $X_C$ : reatância capacitiva de compensação.

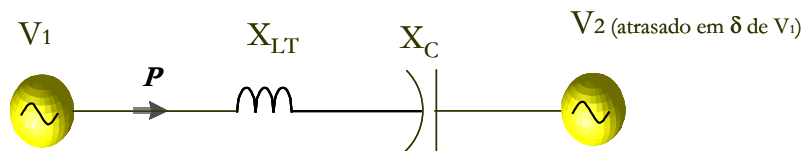


Figura 3-1: Potência Transmitida em uma Linha de Transmissão

Com base na equação (3-1), verifica-se que a redução da reatância série total da linha de transmissão, através da inclusão de uma compensação reativa capacitiva série, pode apresentar os seguintes benefícios:

- ✓ *Aumento da capacidade de transferência de potência*, em função do aumento dos limites de estabilidade, uma vez que a potência  $P_{\text{máxima}}$  aumenta com a redução da reatância  $X$ ;
- ✓ *Aumento da margem de estabilidade de regime permanente e de regime transitório*. Com a diminuição da reatância  $X$ , observa-se um ângulo de fase  $\delta$  menor para uma mesma transferência de potência  $P$ . O ganho da margem de estabilidade será analisado na seção 3.2;
- ✓ *Melhor regulação de tensão*.
- ✓ *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 a consequente redução das perdas globais.

A compensação série pode ser fixa ou controlada por chaves semicondutoras. Os compensadores série controláveis (Ex.: TCSC - Thyristor-Controlled Series Capacitor), além de executar as tarefas supracitadas de forma dinâmica, proporcionam o amortecimento de oscilações eletromecânicas entre áreas e a mitigação de ressonâncias subsíncronas. Ao ocorrer qualquer evento entendido pelo TCSC como anormalidade, o seu controlador a identifica e determina a ordem de reatância necessária para solucionar o problema. O sinal de ordem de reatância é transformado em um sinal de ângulo de disparo a ser informado aos tiristores que constituem o compensador. Por se tratar do dispositivo de compensação série empregado no sistema estudado neste trabalho, o TCSC será abordado em detalhe, na seção 3.6.

### **3.2 A Compensação Série e a Estabilidade [12][13]**

Os estudos de estabilidade eletromecânica abordam o comportamento do sistema após a ocorrência de um distúrbio. Tal ocorrência implica em uma alteração das grandezas elétricas (ângulo, tensão, etc.) do sistema de modo a se estabelecer um novo



ponto de operação. O período de tempo necessário para que ocorra esse reajuste é caracterizado por oscilações eletromecânicas inerentes ao sistema de potência. Uma dada oscilação do rotor é acompanhada de um torque elétrico de mesma frequência e proporcional à amplitude da oscilação. Esse torque elétrico pode ser decomposto em duas componentes ortogonais, denominadas de torque sincronizante e torque de amortecimento. O torque sincronizante está relacionado à região de estabilidade e, portanto, à capacidade de uma máquina de se manter em sincronismo diante de um distúrbio, enquanto que um maior torque de amortecimento acelera o estabelecimento do novo ponto de operação.

A utilização da compensação série expande a região de estabilidade de um sistema, pois gera parte da potência reativa consumida pela reatância série da linha de transmissão. Isso aumenta a reserva de potência reativa no sistema que pode ser utilizada em caso de um distúrbio. Além disso, a potência gerada por um capacitor série aumenta proporcionalmente com o quadrado da corrente, gerando, então, potência reativa quando ela é mais necessária. Ou seja, quando há um aumento na corrente elétrica, fazendo com que a reatância série da linha consuma ainda mais potência reativa do sistema, o capacitor série atua simultaneamente sobre o fluxo de potência do sistema, aumentando seu limite de estabilidade.

Uma visualização gráfica da melhoria da estabilidade com a utilização da compensação série é apresentada na Figura 3-2. Essa figura mostra a relação potência versus ângulo, considerando ou não a compensação série. No instante em que o ângulo é  $\delta_0$  ocorre uma perturbação, a máquina acelera, e o ângulo se desloca para  $\delta_1$ , onde o defeito é eliminado.

A máquina começa a desacelerar até que a área  $A_2$  (relativa à potência desacelerante) se iguale à área  $A_1$  (relativa à potência acelerante), conforme o critério das áreas iguais, o que ocorre quando o ângulo é  $\delta_m$ , que deve ser menor que o ângulo crítico para que o sistema não perca estabilidade. No sistema com compensação série, a área  $A_2$  de desaceleração é aumentada, o que é um ponto positivo para que o sistema tenha mais condições de retornar a um ponto de operação estável após uma perturbação.

Cabe destacar que a compensação série fixa atua somente sobre o torque de sincronismo, pois não é capaz de responder de forma dinâmica ao amortecimento de

oscilações. A utilização de compensadores controláveis permite a identificação da frequência de oscilação e a resposta eficaz à anormalidade verificada.

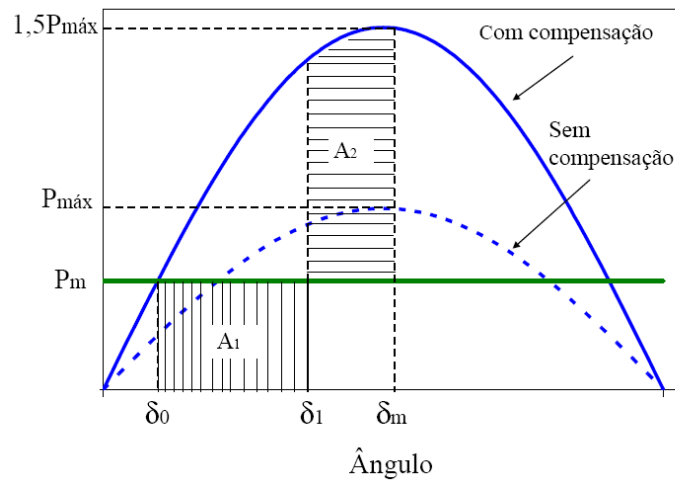


Figura 3-2: Análise da Estabilidade – Critério das Áreas Iguais

### 3.3 Localização da Compensação Série

O compensador série pode ser instalado no centro ou nas extremidades da linha de transmissão. Ao se representar a linha compensada a partir de suas constantes generalizadas (A, B, C e D) [14], verifica-se que a compensação é mais efetiva quando situada no centro da linha, uma vez que neste caso é obtida a máxima transferência de potência. Com efeito, para uma mesma transferência de potência, um compensador localizado no centro da linha necessita de um montante menor de potência reativa do que aquele localizado em uma das extremidades. Por outro lado, a capacidade do compensador em diminuir o efeito *Ferranti* é máxima quando o compensador se encontra localizado no terminal transmissor. Tal capacidade é reduzida na medida em que a compensação é deslocada para o terminal receptor, onde nada contribui para a atenuação do referido efeito.

A localização do compensador é definida, sobretudo, de acordo com o custo e a complexidade do projeto de proteção e controle, bem como em função dos benefícios e inconvenientes trazidos pela compensação. Em geral, a instalação nas extremidades da linha implica em menor complexidade de esquemas de proteção e controle. Para este

caso, entretanto, os relés das linhas adjacentes à linha compensada podem ser afetados por inversão de tensão, fenômeno a ser estudado no Capítulo 4. Quando a compensação série é realizada no meio da linha, a inversão de tensão é evitada, todavia, obriga a utilização de sistemas adicionais de transmissões de dados a distância (onda portadora ou fibra ótica), o que pode causar aumento do tempo de eliminação de faltas, redução da confiabilidade ou aumento de custos [15]. Além disso, a construção de uma nova subestação é requerida, o que também onera o uso da compensação no centro da linha.

### 3.4 Dimensionamento da Compensação Série

O dimensionamento da compensação série deve ser feito através de estudos de regime permanente, em condição normal e de emergência, ressonância subsíncrona, transitórios eletromecânicos e de sobretensões dinâmicas [16][17]. Nesses estudos deve-se procurar minimizar, sempre que possível, o grau de compensação, a corrente nominal e a tensão de disparo de *gap*, fatores importantes no custo dos compensadores [17].

Definido na expressão (3-2), o grau de compensação (*k*) encontra-se normalmente compreendido na faixa de 25 a 70% da reatância da linha de transmissão a ser compensada. Valores de compensação abaixo de 25% são economicamente inviáveis, enquanto que valores acima de 70% aumentam consideravelmente a probabilidade de ocorrência de fenômenos indesejáveis, como a ressonância subsíncrona (RSS), que será discutida na seção seguinte.

$$k = \frac{X_C}{X_{LT}} \tag{3-2}$$

### 3.5 Ressonância Subsíncrona

A utilização da compensação série implica em riscos para o sistema de potência, em especial para geradores e para a proteção. No que se refere às unidades geradoras, o fenômeno de RSS supracitado pode causar severos danos. Os efeitos da RSS no sistema de proteção serão abordados na seção 4.1.1.

A ressonância subsíncrona é causada pela interação entre o sistema com compensação série e o eixo turbina-gerador de unidades geradoras. Tal interação pode se dar de diversas formas, dentre as quais se destacam a auto-excitação e os torques transitórios. O fenômeno de auto-excitação pode ser de dois tipos: interação torcional e efeito gerador de indução [18]. Enquanto a auto-excitação é normalmente considerada uma interação ocasionada por pequenos distúrbios, o fenômeno de torque transitório ocorre após grandes perturbações como, por exemplo, curto-circuitos [19].

O sistema de potência compensado por uma reatância  $X_c$  apresenta a seguinte frequência natural de oscilação [19]:

$$f_e = f_0 \cdot \sqrt{\frac{X_C}{X_L}} \tag{3-3}$$

onde  $f_0$  é a frequência do sistema de potência (frequência síncrona) e  $X_L$  é a reatância indutiva total do sistema de transmissão.

Quando ocorrem pequenas perturbações ou faltas no sistema de potência compensado, correntes na frequência elétrica  $f_e$  são geradas no estator das unidades geradoras. Tais grandezas dão origem a correntes de frequências subsíncronas ( $f_0 - f_e$ ) e supersíncronas ( $f_0 + f_e$ ) no rotor [19].

O sistema mecânico dos turbo-geradores é composto de massas girantes acopladas entre si por eixos. Um sistema de  $n$  massas terá um número de frequências naturais (modos de oscilação), situadas entre 5 e 45 Hz para as centrais térmicas e menos que 10 Hz para as hidráulicas, que modulam a tensão do gerador. Caso a frequência da tensão do gerador seja próxima à frequência das correntes oscilantes subsíncronas provenientes do sistema compensado, ocorrerá a interação entre o sistema

e o eixo turbina-gerador, e a conseqüente amplificação dos modos de oscilação do eixo turbina-gerador. Esse fenômeno, que envolve as dinâmicas do sistema de potência e do eixo turbina-gerador, é conhecido como interação torcional [19].

O efeito gerador de indução, o segundo fenômeno de auto-excitação, contempla somente a dinâmica do sistema de potência. Quando as frequências subsíncronas de correntes oscilantes verificadas no rotor, devido a perturbações no sistema de potência, apresentam-se razoavelmente diferentes dos modos de oscilação do eixo turbina-gerador, as interações torcionais não são significativas. Nessas condições, existe um escorregamento negativo ( $f_c < f_0$ ) e a resistência “vista” do estator é negativa e inversamente proporcional ao escorregamento. Na medida em que o grau de compensação aumenta, o escorregamento diminui. Quando o valor da resistência “vista” do estator supera o somatório da resistência do estator com a resistência do sistema de potência, devido a um baixo valor de escorregamento, os modos subsíncronos se tornam instáveis e causam a elevação dos níveis de tensão e corrente, que poderão danificar seriamente o sistema de geração. Cabe ressaltar que a RSS pode ocorrer também em sistemas moderadamente compensados, por exemplo, com grau de compensação de 35% [19].

Os torques transitórios estão relacionados a grandes perturbações nos sistemas de transmissão, seja por aplicação ou remoção de faltas. Em sistemas sem compensação capacitiva série, estes transitórios são compostos de uma componente fundamental e de uma componente que decai segundo o quociente entre a indutância e a resistência do sistema. Esta última é conhecida como componente CC. Entretanto, tratando-se de sistemas compensados, todas as frequências naturais são excitadas em diferentes graus dependendo da característica da falta. Nessa condição, uma ou mais frequências naturais do sistema de potência podem ter uma frequência complementar ( $60 - f_c$ ) próxima a um dos modos de oscilação do eixo mecânico do gerador, ocasionando assim um aumento nos torques transitórios a que estariam submetidas as várias seções do referido eixo [19].

Em resumo, dependendo das características da rede elétrica, das máquinas geradoras e da taxa de compensação, a ressonância subsíncrona, portanto, pode causar oscilações subsíncronas de grande amplitude nas unidades geradoras,

predominantemente nas térmicas, com possibilidades de sérios danos a esses equipamentos.

Para evitar ou minimizar ressonâncias subsíncronas, além do controle de excitação, filtros (estáticos ou dinâmicos), dispositivos específicos (NGH e TCSC) [18] e condições operativas (*bypass* do capacitor série e utilização de pára-raios de óxido de zinco), pode-se citar duas ações preventivas [16]:

- ✓ Não instalar compensação série em linhas conectadas diretamente em usinas térmicas;
- ✓ No caso de usinas hidrelétricas, instalar, preferencialmente, a compensação série na extremidade oposta da linha de transmissão, o que contribuirá, também, para reduzir o nível de curto-circuito dos equipamentos localizados na subestação da usina.

### 3.6 TCSC (Thyristor-Controlled Series Capacitor)

#### 3.6.1 Conceitos Básicos

A concepção do TCSC é baseada no conceito de sistemas de corrente alternada com fluxos de potência controláveis, ou FACTS (*Flexible AC Transmission Systems*). Os dispositivos FACTS têm como principais objetivos o aumento da capacidade de transmissão de potência e o controle direto do fluxo de potência em rotas específicas de transmissão [20].

A Figura 3-3 [20] apresenta o diagrama básico do TCSC, o qual é constituído basicamente de uma reatância capacitiva fixa e de um reator controlado por tiristores. Os demais elementos que constituem o TCSC serão abordados na seção 3.6.4.

No TCSC, o equivalente entre o capacitor série e a reatância indutiva pode ser controlado continuamente através do disparo adequado dos tiristores. Com efeito, a compensação série de uma linha de transmissão pode ser realizada de forma dinâmica com esse dispositivo. O TCSC tem provado ser um importante dispositivo para controlar o fluxo de potência e amortecer oscilações eletromecânicas. No Brasil, o

TCSC é considerado como elemento fundamental para a conexão dos sistemas elétricos Norte-Sudeste, sendo sua primordial função o amortecimento de oscilações de baixa frequência entre os dois sistemas [20].

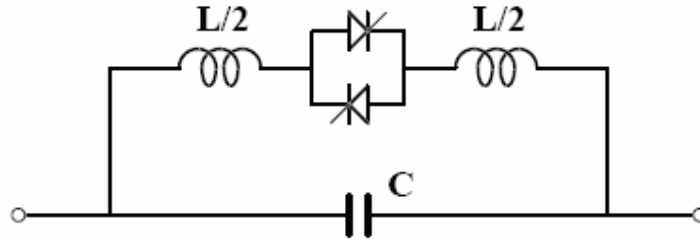


Figura 3-3: Capacitor Série Controlado a Tiristor - TCSC

As formas de onda de corrente e tensão do TCSC, quando este opera na região capacitiva, são mostradas na Figura 3-4:

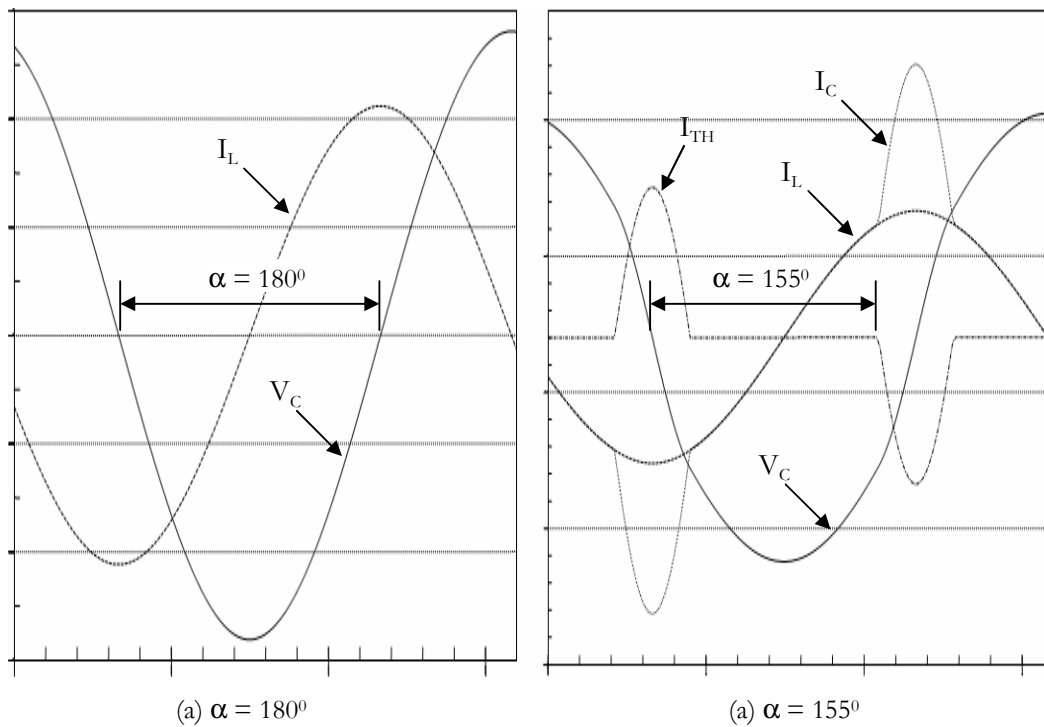


Figura 3-4: Formas de Onda de Tensão e Corrente do TCSC

A tensão sobre o capacitor ( $V_C$ ) é apresentada para dois diferentes ângulos de disparo ( $\alpha$ ) – (a):  $180^\circ$  e (b):  $155^\circ$ . Este ângulo é definido entre o instante em que a tensão  $V_C$  é nula e o instante em que é iniciada a condução do tiristor. Em condições de regime permanente, a corrente que circula pelos tiristores ( $I_{TH}$ ) é simétrica em torno do

ponto onde  $V_C$  é nula. Verifica-se, também, que  $V_C$  encontra-se atrasada com relação à corrente que circula através do capacitor ( $I_C = I_L + I_{TH}$ ). A corrente que circula através da linha de transmissão compensada é denominada  $I_L$  [21].

Em geral, a tensão é utilizada como referência para o ângulo de disparo para dispositivos FACTS. Entretanto, a maioria dos sistemas de controle de TCSC usa a corrente da linha de transmissão como referência.

Conforme observado na Figura 3-4(b) e na Figura 3-5, quando o TCSC opera na região capacitiva, a corrente que circula no tiristor se soma à corrente da linha, amplificando, assim, a corrente que circula através do capacitor. Com efeito, a reatância capacitiva efetiva é incrementada. Por outro lado, em função do conteúdo harmônico da corrente  $I_{TH}$ , a tensão  $V_C$  sofre uma deformação [21]. Cabe ressaltar que a corrente  $I_{TH}$  circula apenas no TCSC, uma vez que a reatância indutiva da linha se apresenta como uma alta impedância para as componentes harmônicas da referida corrente.

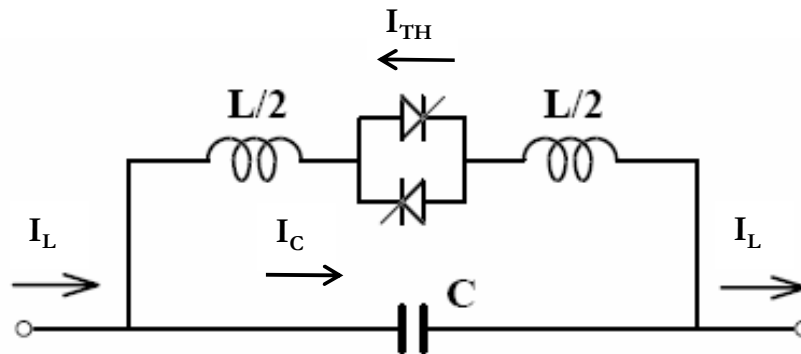


Figura 3-5: TCSC operando na região capacitiva

### 3.6.2 Ordem de Reatância

Conforme abordado na seção 3.1, o TCSC série opera de tal forma a reduzir a reatância série da linha de transmissão dinamicamente. Para alcançar este objetivo, o sistema de controle do TCSC identifica a necessidade de atuação e determina a ordem de reatância adequada. Uma vez conhecido o sinal de ordem de reatância, define-se o ângulo de disparo correspondente. A expressão que relaciona o ângulo de disparo ( $\alpha$ ) com a ordem de reatância ( $X_{TCSC}$ ) encontra-se a seguir [22][23]:



$$\begin{aligned}
 X_{TCSC}(\alpha) = & -X_{C_{TCSC}} + (X_{C_{TCSC}} + X_{L_{C_{TCSC}}}) \cdot \left[ \frac{2 \cdot (\pi - \alpha) + \sin 2 \cdot (\pi - \alpha)}{\pi} \right] - \\
 & 4 \cdot \frac{X_{L_{C_{TCSC}}}^2 \cdot \cos^2(\pi - \alpha)}{X_{L_{TCSC}}} \cdot \left[ \frac{\varpi \cdot \tan \varpi \cdot (\pi - \alpha) + \tan(\pi - \alpha)}{\pi} \right]
 \end{aligned}
 \tag{3-4}$$

Onde:

- $X_{C_{TCSC}}$ : reatância do banco de capacitores do TCSC;
- $X_{L_{TCSC}}$ : reatância do reator controlado por tiristor;
- $X_{L_{C_{TCSC}}}$ : reatância equivalente resultante do paralelo entre  $X_C$  e  $X_L$ ;
- $\varpi$ : parâmetro de desempenho do TCSC.

O controle do parâmetro  $\varpi$  pode contribuir para a mitigação de harmônicos, para o custo do projeto e para a obtenção de um único ponto de ressonância. Os valores típicos para o referido parâmetro estão compreendidos entre 2,4 e 2,75 [22]. Em geral, caso o parâmetro esteja compreendido nesta faixa, não é necessária a recapitação da linha de transmissão, o que reduz os custos de instalação do TCSC. Se o valor do parâmetro  $\varpi$  não estiver dentro da referida banda, há também riscos de surgirem outros pontos de ressonância, o que reduzirá o universo da região de atuação do TCSC. O parâmetro  $\varpi$  é definido através da expressão (3-5):

$$\varpi = \frac{\omega_0}{\omega}
 \tag{3-5}$$

onde  $\omega_0$  é a frequência de ressonância ( $\omega_0^2 = 1/LC$ ) e  $\omega$  é a frequência do sistema.

O parâmetro  $\varpi$  pode ser determinado também a partir das reatâncias capacitiva e indutiva do TCSC, conforme é mostrado a seguir [22]:

$$\begin{aligned}
 X_{L_{TCSC}} = \omega \cdot L_{TCSC} \therefore \omega = \frac{X_{L_{TCSC}}}{L_{TCSC}}; X_{C_{TCSC}} = \frac{1}{\omega \cdot C_{TCSC}} \therefore \omega = \frac{1}{X_{C_{TCSC}} \cdot C_{TCSC}} \\
 \omega^2 = \frac{X_{L_{TCSC}}}{L_{TCSC}} \cdot \frac{1}{X_{C_{TCSC}} \cdot C_{TCSC}} = \frac{X_{L_{TCSC}}}{L_{TCSC} \cdot X_{C_{TCSC}} \cdot C_{TCSC}}
 \end{aligned}$$

$$\bar{\omega}^2 = \frac{\omega_0^2}{\omega^2} = \frac{1}{L_{TCSC} \cdot C_{TCSC}} \cdot \frac{L_{TCSC} \cdot X_{C_{TCSC}} \cdot C_{TCSC}}{X_{L_{TCSC}}} \therefore \bar{\omega} = \sqrt{\frac{X_{C_{TCSC}}}{X_{L_{TCSC}}}} \quad (3-6)$$

O parâmetro  $\bar{\omega}$ , no caso dos TCSCs da Novatrans (Interligação Norte-Sudeste), por exemplo, ficou definido como 2,46 ( $X_{C_{TCSC}}=13,27\Omega$  e  $X_{L_{TCSC}}=2,2\Omega$ ).

A Figura 3-6 [22][24] mostra a característica que relaciona a ordem de reatância com o ângulo de disparo, indicando as regiões indutiva e capacitiva de operação, bem como o ponto de ressonância ( $\alpha_r$ ). Através dessa característica, torna-se possível, com um conjunto de pares ordenados extraídos da referida característica, corresponder um valor de ordem de reatância desejado com o ângulo de disparo necessário. Cabe destacar os ângulos limites de disparo,  $\alpha_{L \text{ lim}}$  e  $\alpha_{C \text{ lim}}$ , que definem a área em que a operação do TCSC deve ser inibida, em função do risco de ressonância.

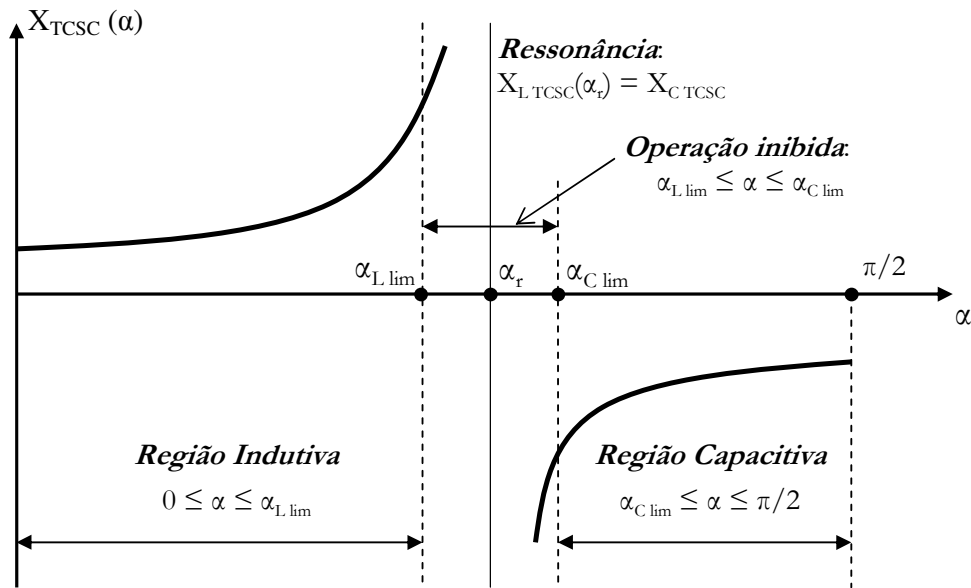
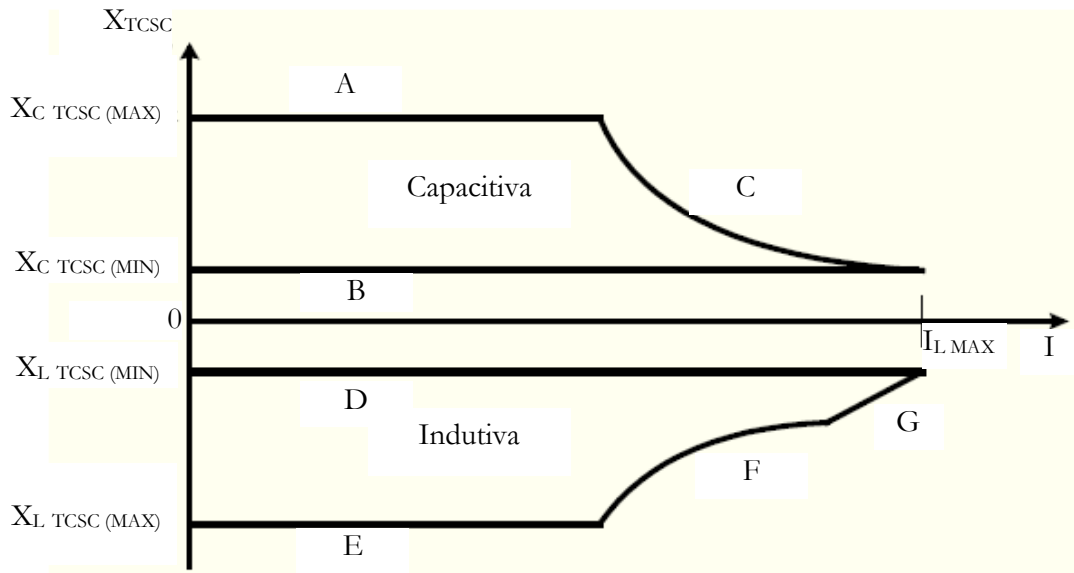


Figura 3-6: Característica Ordem de Reatância versus Ângulo de Disparo

A Figura 3-7 apresenta a curva de capacidade de reatância do TCSC em função da corrente na linha, destacando todos os seus limites operativos [25].



**Figura 3-7: Capacidade Máxima de Reatância do TCSC**

Os limites das regiões são assim definidos [23][25]:

- A - Limite mínimo do ângulo de disparo na região de operação capacitiva;
- B - Tíristores bloqueados (indicando que toda corrente flui pelo capacitor);
- C - Limite de tensão máxima no capacitor;
- D - Tíristores em condução total;
- E - Limite máximo do ângulo de disparo na região de operação indutiva;
- F - Limite de aquecimento harmônico;
- G - Limite de corrente máxima no TCSC.

### 3.6.3 Modos de Operação

O TCSC pode operar, conforme a condição de condução dos tiristores, de quatro modos [26][27]:

#### ✓ Bloqueio

Nesta condição, os tiristores não recebem sinal de disparo e o TCSC opera como um banco fixo de capacitores. O ângulo de disparo, neste caso, é de  $180^\circ$ .

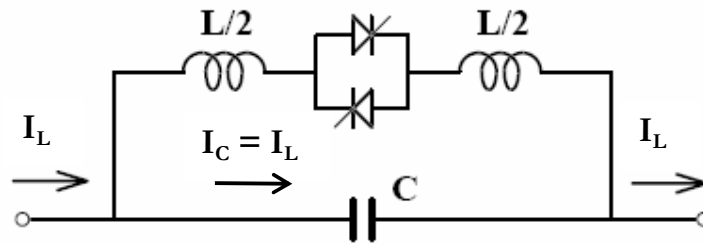


Figura 3-8: TCSC operando no modo *Bloqueio*

#### ✓ Bypass

Neste modo de operação, também chamado de TCR (*Thyristor-Controlled Reactor*), o ângulo de disparo dos tiristores é ajustado de tal forma que os mesmos conduzam continuamente ( $\alpha=90^\circ$ ). Trata-se do único modo de operação em que a impedância do TCSC admite um valor indutivo.

#### ✓ Normal

Trata-se da faixa de operação capacitiva do TCSC, para a qual a corrente que flui pelo capacitor é aumentada em função dos pulsos de corrente no reator. Nesta condição, onde o PSDC (*Power Swing Dumping Control*) encontra-se ligado, pode-se alterar rapidamente, na ordem de poucos milissegundos, a reatância efetiva do TCSC. Para o caso da Interligação Norte-Sudeste, a referida reatância pode variar em uma faixa de 1 (sem disparo dos tiristores) a 3 (ordem de reatância máxima) vezes o valor da reatância do banco de capacitores, para correntes dentro dos valores nominais. Para correntes de linha mais altas, a

reatância capacitiva máxima fica restrita. Para valores de corrente abaixo de um valor mínimo, as chaves permanecem bloqueadas evitando falhas no disparo dos tiristores. Este modo, apresentado na Figura 3-5, também é conhecido como *capacitive boost mode*.

✓ **Indutivo**

Neste caso, o TCSC funciona como um indutor variável. Este modo de operação não é interessante para a aplicação proposta para o TCSC neste trabalho.

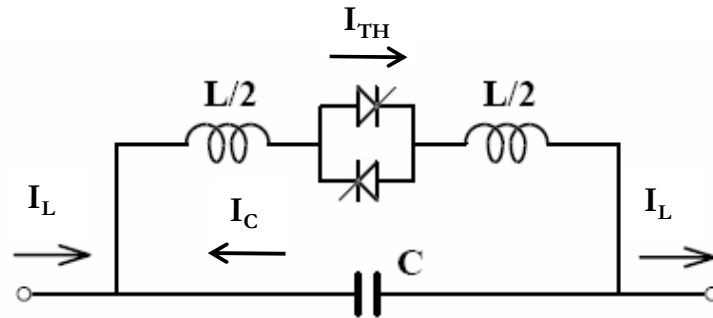


Figura 3-9: TCSC operando na região indutiva

Os modos Normal e Indutivo são também chamados de modos *Vernier*, ou modos contínuos de operação. Além dos quatro modos de operação descritos, o TCSC pode operar com uma ordem de reatância fixa.

**3.6.4 Aspectos Construtivos**

A Figura 3-10 [28] apresenta uma configuração típica do TCSC e de seus dispositivos de proteção. Os componentes básicos de um TCSC são os seguintes [29][30]:

✓ **Capacitores**

Os bancos de capacitores são dimensionados para níveis de tensão e corrente de regime permanente, visto que um projeto que contemple as condições de curto-circuito e de sobretensões elevadas seria inviável. A

limitação da tensão sobre os bancos de capacitores fica restrita à capacidade de absorção do MOV, elemento de proteção dos capacitores.

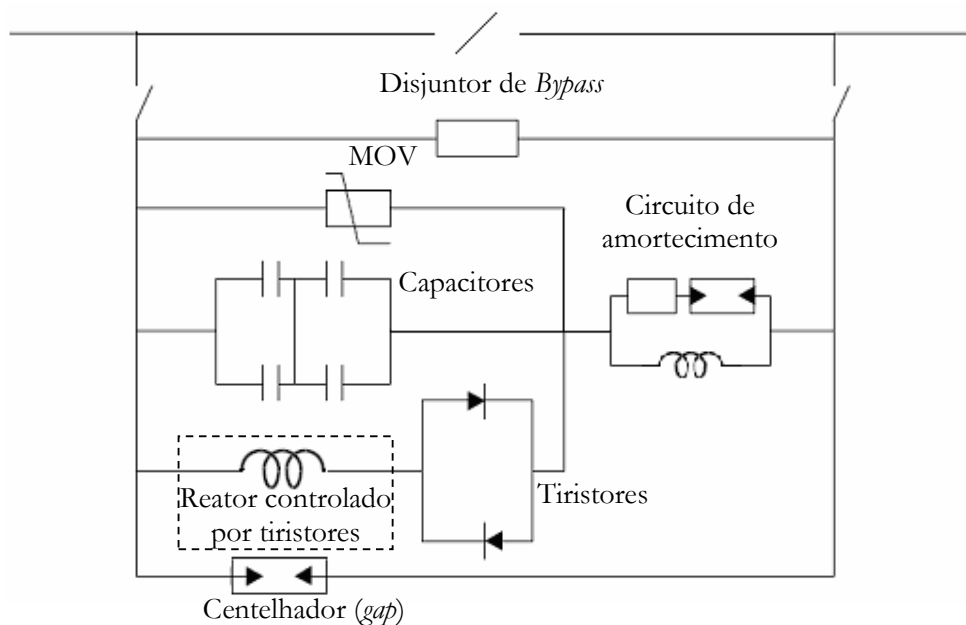


Figura 3-10: TCSC com os dispositivos de proteção associados

✓ **MOV (*Metal Oxide Varistor*)**

O MOV é responsável, em caso de falta ou sobrecarga na linha de transmissão onde se encontra instalado, pela proteção dos bancos de capacitores contra sobretensão. Este componente de proteção é conectado em paralelo aos bancos de capacitores, possibilitando, dessa forma, o desvio da corrente de falta.

Para condições normais de operação, a impedância do MOV é elevada, entretanto, na medida em que a tensão sobre os capacitores se eleva, sua impedância é reduzida para propiciar um maior desvio de corrente.

O MOV permite a reinserção imediata dos capacitores após a eliminação de uma falta, uma vez que não é necessário aguardar o tempo de desionização do ar, o que ocorre com os *gaps*.

O dimensionamento do MOV é realizado através de estudos de transitórios do sistema de potência e considera fatores como o tempo máximo

de eliminação da falta, o ciclo de religamento, o tipo de falta e as contingências do sistema.

✓ **Centelhador (*gap*)**

No caso de um evento em que o nível protetivo do MOV seja ultrapassado, o MOV passa a ser protegido por um *gap*. A sua atuação é ultrarápida, em torno de 5ms. O esquema de *gap* pode ser de três tipos: *gap* simples (com ou sem resistor de reinserção), *gap* duplo ou *gap* com o MOV. O último tipo é o utilizado para a proteção dos capacitores do TCSC e funciona com o esquema chamado Disparo Forçado. Tal esquema faz com que o *gap* do TCSC funcione no modo de auto-ignição no caso de falha do MOV.

✓ **Disjuntor de *Bypass***

O disjuntor é fechado em duas situações: na ocasião de uma falta, no caso em que há a superação da capacidade de absorção do MOV e a conseqüente atuação do *gap*. O disjuntor é operado logo após a atuação do *gap*, normalmente em torno de 30ms, para extinção do arco do *gap*; ou operação manual para retirada de operação do TCSC.

✓ **Circuito de Amortecimento**

O circuito de amortecimento tem como principal função limitar a corrente de descarga do capacitor durante o fechamento do disjuntor de *bypass* ou operação do centelhador. É constituído por uma associação em paralelo de um reator e de um resistor. O resistor é conectado ao circuito através de um pequeno *gap* que é instalado em série com o referido resistor.

✓ **Reator controlado por tiristores**

Em um compensador série convencional, o reator tem como função principal a limitação da corrente devido ao *bypass* dos capacitores, durante faltas severas na linha de transmissão. No caso do TCSC, entretanto, a associação entre o reator e os capacitores, adequadamente controlada através dos disparos

dos tiristores, é que determina a compensação reativa dinâmica necessária para a linha de transmissão [26].

✓ **Tiristores**

São chaves semicondutoras utilizadas para chavear o reator associado aos capacitores. O sistema de controle do TCSC identifica a cada instante a impedância necessária para a compensação desejada, chamada de “ordem de reatância”. O valor desta impedância é determinado pelo do ângulo de disparo dos tiristores associado, através da curva de operação do TCSC. Os sistemas de controle e disparo do TCSC serão abordados nas seções 3.6.6 e 3.6.7, respectivamente.

### 3.6.5 Proteções

O banco de capacitores série do TCSC tem como principal componente de proteção o MOV. Tal componente protege o banco série de sobretensões provenientes de correntes de curto-circuito na linha de transmissão. No caso de superação da capacidade de absorção de energia do MOV ou sobrecorrente, o centelhador (*gap*) e o disjuntor de *bypass* entram em ação para protegê-lo contra falhas.

Outra proteção importante para o banco de capacitores é o reator de amortecimento, utilizado na ocasião de descarga do banco. Este reator é cuidadosamente dimensionado para evitar problemas de ressonância harmônica entre os capacitores e o circuito de amortecimento.

A seguir, serão descritos os esquemas de proteção do TCSC [26][29][31]:

✓ **Proteção contra desequilíbrio nas unidades capacitivas**

A queima de elementos capacitivos do banco provoca sobretensão nos elementos remanescentes. Para evitar sobretensões elevadas nos elementos remanescentes, o esquema de proteção contra desbalanço monitora o banco através da medição de corrente de desequilíbrio entre os dois ramos da ponte H formada pelos capacitores. O banco de capacitores é retirado de operação,



através do circuito de *bypass*, sempre que a proteção identificar níveis de sobretensão maiores do que 10%.

✓ **Proteção de sobrecarga do capacitor**

O banco de capacitores é projetado para resistir a níveis de sobrecarga por curtos períodos de tempo, sem que haja degradação dos elementos capacitivos. Com efeito, a corrente do banco de capacitores é continuamente monitorada por uma proteção de sobrecorrente com uma característica de tempo inverso. Na ocasião da operação desta proteção, os disjuntores de *bypass* são acionados e sua abertura é bloqueada por um tempo determinado. Além disso, o esquema de falha dos disjuntores de *bypass* também é disparado.

✓ **Supervisão da corrente de linha**

Há dois tipos de supervisão da corrente da linha de transmissão. A convencional é chamada de Supervisão de Corrente Máxima e é utilizada para bloquear a inserção do banco durante condições de elevadas correntes na linha transmissão, sobretudo para condições de falta. A outra supervisão é conhecida como Supervisão de Corrente Mínima. Tal supervisão é utilizada para evitar que o TCSC opere com níveis muito baixos de corrente, que comprometem o disparo dos tiristores. Normalmente, para valores abaixo de 10% da corrente nominal da linha, o banco de capacitores é retirado de operação, através da operação do disjuntor de *bypass*.

✓ **Proteção de sobrecarga do varistor (MOV)**

O esquema de proteção contra sobrecarga do MOV tem como funções evitar injeções elevadas de energia e sobrecarga térmica. Para isso, o esquema é provido de três estágios, a saber:

- i. *Proteção, para curto período de tempo, contra altos níveis de absorção de energia.*

Esta proteção previne contra pontos quentes nos discos de óxido metálico provenientes de um alto nível de absorção energética, função de faltas externas. Sua função é complementar a da proteção contra altas correntes devido à falhas internas. Quando esta proteção opera, os

centelhadores são disparados e, na seqüência, o disjuntor de *bypass*, para a extinção do arco do *gap*.

**ii.** *Proteção contra altos níveis de corrente na linha.*

Esta proteção permite a redução de absorção de energia devido a falhas internas. Seu ajuste é baseado na corrente da linha. Sabendo-se que uma elevação na corrente de linha tende a ser transferida para o MOV posteriormente, uma resposta mais rápida pode ser conseguida e, por conseqüência, um acúmulo desnecessário de energia no MOV pode ser evitado. Quando esta proteção opera, os centelhadores são disparados e, na seqüência, o disjuntor de *bypass*, para a extinção do arco do *gap*.

**iii.** *Proteção contra altas temperaturas do MOV.*

Esta proteção previne contra danos nos discos de óxido metálico em função de sobreaquecimento. A temperatura máxima pode ser atingida devido a sucessivas faltas na linha de transmissão ou condições de sobrecarga por longos períodos de tempo. A característica de resfriamento do MOV faz parte do seu modelo térmico. O MOV só pode ser reinserido quando estiver em condições seguras de resistir, imediatamente à sua reinserção, a uma falta crítica. Quando esta proteção opera, os centelhadores são disparados e, na seqüência, o disjuntor de *bypass*, para a extinção do arco do *gap*.

✓ **Proteção de falha do MOV**

O esquema de proteção de falha do MOV não tem a mesma característica preventiva dos demais esquemas, uma vez que o dano já ocorreu quando atua. Tal esquema monitora a corrente passante no MOV, identificando as possíveis unidades (discos de óxido metálico) com danos causados por níveis excessivos de corrente. Este esquema de proteção pode também ser implantado de outras duas formas: ajustado segundo a relação entre a corrente do MOV e a corrente da linha ou segundo a medição da corrente de desbalanço do MOV. Quando opera, os centelhadores são disparados e, na seqüência, o disjuntor de

*bypass*, para a extinção do arco do *gap*.

✓ **Proteção contra ressonância subsíncrona**

O esquema de proteção contra ressonância subsíncrona previne contra solicitação excessiva dos elementos capacitivos em razão das correntes subharmônicas, bem como contra oscilações subharmônicas que podem causar distúrbios ao sistema. Este esquema monitora a corrente da linha e é dotado de filtros “passa-baixa” para a supressão da componente fundamental. Sempre que há oscilações subharmônicas ao menos por um tempo mínimo determinado (cerca de 30 minutos), o esquema atua e faz operar o disjuntor de *bypass*, sendo a inserção realizada em seguida (em geral 30 minutos depois). Caso as oscilações se repitam seguidas vezes em um curto período de tempo (Ex.: três vezes em um período de 30 minutos), o bloqueio passa a ser permanente.

✓ **Proteção contra descargas à plataforma**

Este esquema de proteção é utilizado para identificar possíveis descargas entre as prateleiras dos elementos capacitivos e as estruturas de aço da plataforma. A monitoração das descargas é realizada com o auxílio de um transformador de corrente, o qual interliga a extremidade do banco de capacitores à plataforma. Quando este esquema atua, o bloqueio trifásico é executado.

✓ **Proteção do centelhador (*gap*)**

O esquema de proteção do centelhador tem como função identificar uma atuação indesejada do *gap*, através da monitoração da corrente passante no referido componente. Na ocasião da atuação deste esquema, o disjuntor de *bypass* da fase defeituosa é acionado. Entretanto, caso a atuação do *gap* seja prolongada, o bloqueio total do banco de capacitores é executado.

✓ **Proteção de falha do disjuntor de *bypass***

Caso o disjuntor de *bypass* não responda ao comando, o esquema de falha de fechamento do disjuntor é acionado e envia sinal de abertura para os

disjuntores da linha de transmissão. Dentre os esquemas de proteção que acionam a lógica de falha de fechamento do disjuntor, pode-se citar: proteção dos centelhadores, proteção contra descargas à plataforma, proteção contra desbalanço e sobrecarga nos capacitores, proteção contra ressonância subharmônica e proteção contra discrepância de pólos.

✓ **Proteção contra discrepância de pólos**

Caso os pólos dos disjuntores de *bypass* não se encontrem na mesma posição por um determinado tempo – a monitoração da posição dos pólos é realizada através de relés auxiliares – o fechamento trifásico é executado. A abertura dos disjuntores é bloqueada e o esquema de falha de disjuntor é disparado.

As proteções acima descritas são utilizadas em bancos de capacitores série, de uma forma geral, a exceção da supervisão de níveis baixos de corrente, utilizada somente para o TCSC, o qual também conta com proteções contra sobretensão e sobrecarga sobre os tiristores, tensão CC sobre os capacitores e erro da síntese da ordem de reatância.

Cumprе ressaltar que os Procedimentos de Rede [32], estabelecidos pelo ONS, determinam para a compensação série o uso das proteções recomendadas por fabricantes, sendo as seguintes proteções requisitos mínimos: proteção para ressonância subsíncrona, proteção para desequilíbrio de corrente, proteção para sobrecorrente no *gap* ou MOV, proteção para descargas à plataforma e proteção contra sobrecarga.

### 3.6.6 Controle

Conforme a Figura 3-11 [25], o Sistema de Disparo do TCSC, a ser abordado na seção 3.6.7, é comandado pelo Sistema de Controle, a fim de que as chaves semicondutoras TCSC sejam comandadas apropriadamente. O controle do TCSC busca atender, basicamente, a três funções: controle de fluxo de potência, estabilidade frente a oscilações eletromecânicas e mitigação de Ressonância Subsíncrona (RSS).

Para que a oscilação de potência venha a ser amortecida, faz-se necessária a decomposição do sinal de potência em componentes médio e oscilante. Além disso, o sinal responsável pelo amortecimento deve ser convenientemente defasado com relação à componente oscilante a ser amortecida. Em geral o defasamento é de  $90^\circ$  [33].

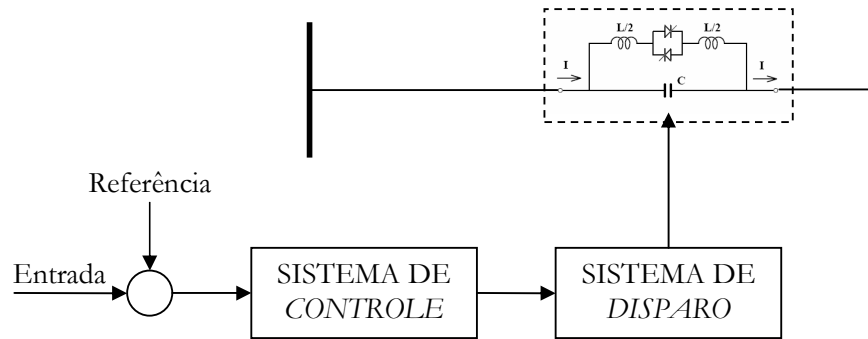


Figura 3-11: Sistema de Controle do TCSC

No Brasil, há dois tipos de sistema de controle de amortecimento (POD – *Power Oscillation Damping*) para o TCSC: *Lead-Lag* POD e *Phasor* POD. O primeiro faz uso de filtros *washout* e *lead-lag* para eliminar o valor médio da potência e para defasar o sinal de amortecimento ( $\Delta VPSS$ ) com relação ao sinal a ser amortecido, respectivamente. A Figura 3-12 [34] representa o sistema descrito.

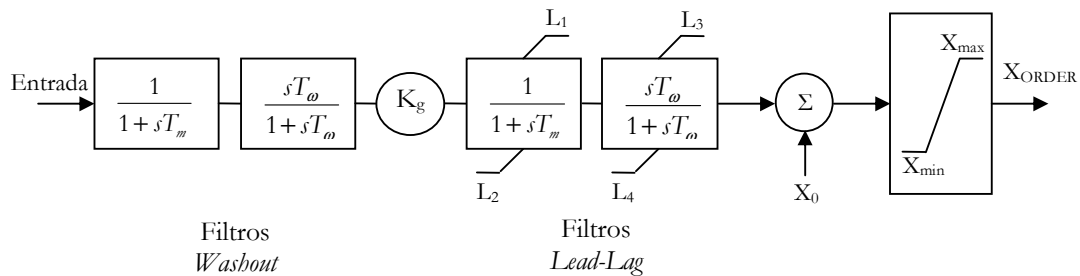


Figura 3-12: *Lead-lag* POD

O parâmetro  $K_g$  ajusta o ganho desejado do controlador. Este ganho deve ser inversamente proporcional ao fluxo de potência ativa na linha de transmissão, uma vez que a eficiência do TCSC, para amortecimento de oscilações, é reduzida para baixos valores de corrente na linha. Mesmo que ocorram grandes variações de reatância do TCSC, não é possível variar consideravelmente a tensão série na linha para baixos níveis de corrente. É justamente a variação controlada de tensão que efetivamente proporciona o amortecimento das oscilações [25].

Os limites dos filtros *lead-lag* ( $L_1$ ,  $L_2$ ,  $L_3$  e  $L_4$ ) refletem os limites físicos do TCSC de forma a garantir a ação dinâmica do POD dentro da faixa de controle possível, evitando a saturação do equipamento em um dos seus limites operativos [34].

O limite  $X_{\max}$  representa a máxima reatância capacitiva do TCSC. Trata-se de um limitador dinâmico que evita que a tensão no capacitor supere o valor máximo de projeto, em geral duas vezes a tensão nominal. O limitador  $X_{\min}$ , por sua vez, é o próprio valor da reatância do capacitor do TCSC e reflete a situação em que os tiristores se encontram bloqueados.

O sistema de controle descrito anteriormente apresenta problemas quanto à fase e limitação do sinal de amortecimento. Quando ocorre uma oscilação de alta amplitude, o sinal de amortecimento poderá ser levado aos limites do controlador. Nesse caso, a fase do sinal de amortecimento será comprometida, o que reduzirá a capacidade de amortecimento do controlador. Com efeito, limitar o sinal e defasá-lo adequadamente pode se tornar uma tarefa inviável para o controlador. Para resolver este problema um filtro *washout* poderia ser inserido antes dos filtros *lead-lag*. Entretanto, a frequência de corte do filtro *washout* deve ser bem menor do que a frequência de oscilação a ser amortecida, o que implica em uma constante de tempo elevada e uma eventual saturação do controlador. Conseqüentemente, o amortecimento pode não ser obtido e a capacidade de sobrecarga de curta duração do TCSC seria utilizado desnecessariamente [34].

O segundo tipo de sistema de controle, utilizado, por exemplo, para os TCSC da SE Imperatriz, é do tipo Phasor POD (Estimador Fasorial). Tal sistema de controle é apresentado na Figura 3-13 [35] e utiliza mais informações dos modos de oscilação que se deseja amortecer [34].

O objetivo principal do estimador fasorial é a separação dos componentes médio ( $P_{av}$ ) e oscilante da potência ( $\overrightarrow{\Delta V}$ ). Este último trata-se de um fasor que gira a uma determinada frequência  $\Omega$ . O sinal de amortecimento, no sistema de coordenadas de  $\overrightarrow{\Delta V}$ , é igual a  $k_G \cdot e^{j\beta}$ , onde  $k_G$  é um ganho e  $\beta$  é a defasagem entre o sinal de amortecimento e o sinal a ser amortecido. O ganho  $k_G$  é fruto da multiplicação de dois ganhos variáveis. Um deles é função do nível de fluxo na linha de transmissão, enquanto que o outro depende da amplitude da oscilação de potência. Para retornar ao

sistema de coordenadas original, o sinal de amortecimento passa por uma transformação de coordenadas.

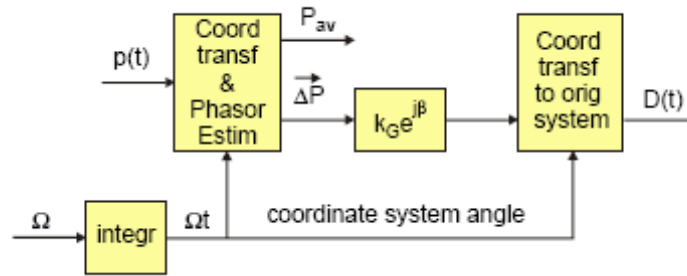


Figura 3-13: Sistema de Controle do TCSC, utilizando Estimador Fasorial.

A frequência do sinal de oscilação de potência ( $\Omega$ ) precisa ser determinada com eficácia. Para isso, faz-se uso de um mecanismo denominado Corretor de Frequência, ilustrado na Figura 3-14 [35].

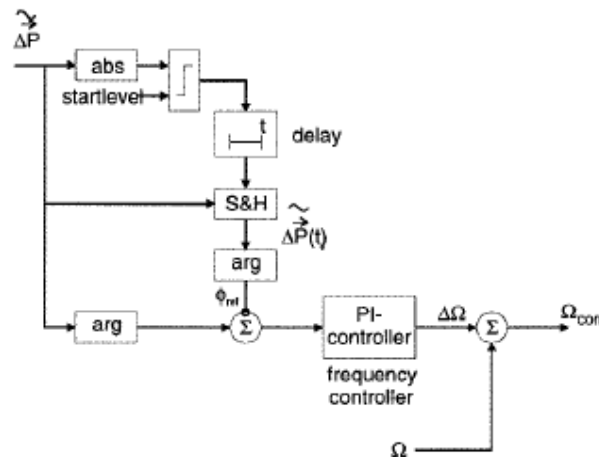


Figura 3-14: Corretor de Frequência

A entrada do sistema corretor de frequência é o componente oscilante do sinal de potência a ser amortecido. Para o sistema identificar que há a necessidade de amortecimento de algum sinal, identifica-se se a amplitude da oscilação ultrapassa um valor mínimo por um determinado intervalo de tempo. Caso positivo, a componente oscilante é amostrada. Em regime permanente, a fase do sinal amostrado e a do sinal atual são iguais, fazendo com que a entrada do controlador PI seja nula. Quando ocorre uma oscilação, a fase do sinal amostrado, que é de um intervalo de tempo anterior, é diferente da fase atual, modificada pela oscilação de potência. O controlador PI age de

forma a anular este erro entre as duas fases. Quando isso ocorre, o estimador fasorial determina a frequência da componente oscilante.

### 3.6.7 Disparo

O disparo controlado dos tiristores do TCSC permite obter reatância série efetiva (associação da linha de transmissão com o TCSC) variável, o que pode ser conveniente para a operação de sistemas de potência. Partindo da ordem de reatância calculada pelo controlador para solucionar uma determinada anormalidade, determinam-se os ângulos de disparo correspondentes adotando a característica indicada na seção anterior.

De posse do ângulo de disparo, faz-se necessário gerar pulsos precisos para disparo dos tiristores de cada uma das fases do TCSC. Um sistema de disparo típico inclui dois circuitos, a saber: circuito de sincronismo e o circuito que gera o sinal de disparo.

O circuito de sincronismo tem como objetivo sincronizar o sinal de disparo dos tiristores com grandezas elétricas da rede. No caso do TCSC, a grandeza normalmente utilizada como referência é a corrente da linha de transmissão, por ser uma grandeza com pequeno conteúdo harmônico. Os harmônicos de corrente ficam encerrados no circuito do TCSC (paralelo entre o banco de capacitores e a associação série dos tiristores com o reator por eles controlado), uma vez que a reatância indutiva da linha representa uma alta impedância para as correntes harmônicas à medida que a frequência aumenta ( $X_{LT\ i_h} = \omega_{i_h} \cdot L_{LT}$ ;  $i_h$ : ordem harmônica  $i$ ).

Uma das formas de sincronização muito utilizadas em equipamentos baseados em eletrônica de potência é a sincronização através de circuitos *Phase-Locked Loop* – PLL. Este tipo de circuito utiliza os valores instantâneos de grandezas alternadas e determina sua frequência e fase. Atualmente, diversos tipos de PLL são empregados [36][37][38][39].

A Figura 3-15 [38] apresenta a estrutura geral do PLL utilizado neste trabalho para a sincronização dos circuitos de disparo dos TCSCs. O circuito utiliza, por exemplo, o valor instantâneo da corrente na fase a e determina a frequência, a fase e a amplitude de sua componente fundamental. O mesmo princípio é usado para as fases b e



c. A partir dessas informações, torna-se possível gerar rampas sincronizadas com as referidas correntes.

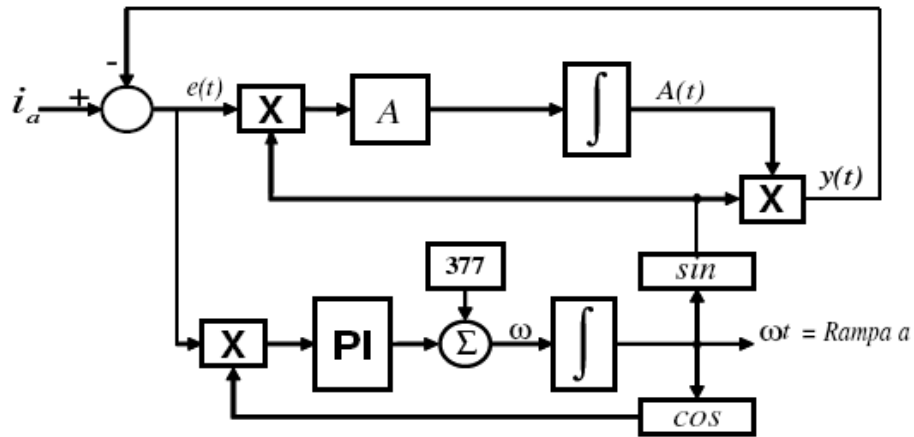


Figura 3-15: Circuito de Sincronismo – PLL

Para obtenção dos sinais para disparo dos tiristores, as rampas geradas pelos circuitos PLL são comparadas com o ângulo de disparo correspondente à ordem de reatância. Esta comparação dá origem a pulsos destinados ao disparo de cada chave.

A Figura 3-16 ilustra a estratégia para obtenção dos sinais de disparo para duas chaves de uma mesma fase (CH1 e CH2). Observa-se que a comparação feita entre a rampa sincronizada e o nível associado ao ângulo de disparo ( $\alpha$ ) desejado produz pulsos adequados ao chaveamento dos tiristores.

A comparação é feita com os seguintes valores de referência:

- ✓ REF<sub>1</sub>:  $\alpha - \pi/2$  (para  $\alpha = 150^\circ$ ; REF<sub>1</sub> =  $150^\circ - 90^\circ = 60^\circ$ );
- ✓ REF<sub>2</sub>:  $\alpha + \pi/2$  (para  $\alpha = 150^\circ$ ; REF<sub>2</sub> =  $150^\circ + 90^\circ = 240^\circ$ );
- ✓ REF<sub>3</sub>:  $\alpha + \pi$  (para  $\alpha = 150^\circ$ ; REF<sub>3</sub> =  $150^\circ + 180^\circ = 330^\circ$ ).

O sinal REF1 é responsável pelo início do sinal de disparo da chave 01, enquanto o corte desse sinal é conseguido com a comparação da rampa com o próprio  $\alpha$ . Os sinais REF2 e REF3 são responsáveis pelo início e corte do sinal de disparo da chave 02, respectivamente.

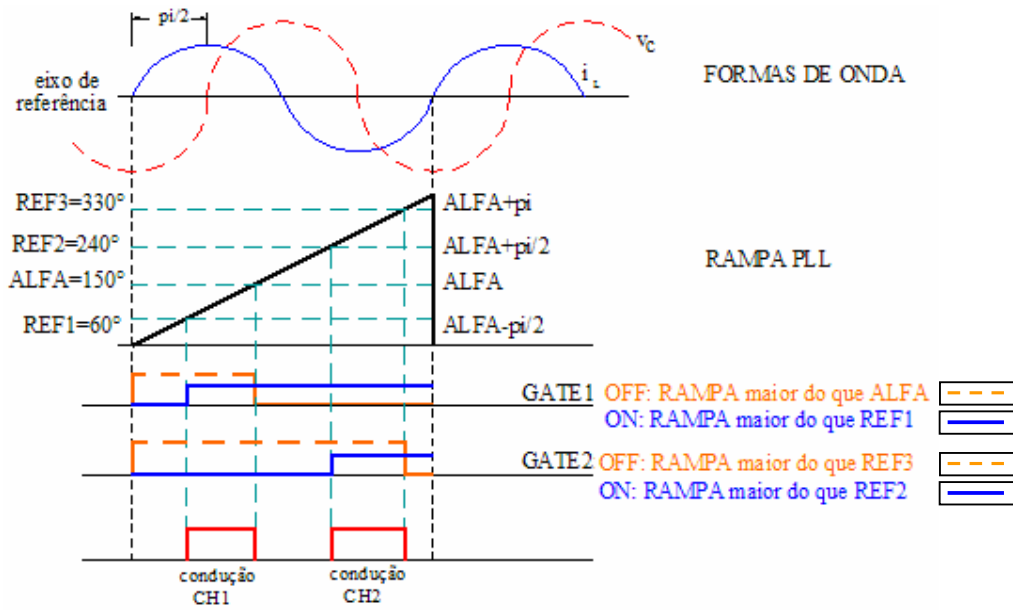


Figura 3-16: Geração do sinal de disparo, por comparação.

## CAPÍTULO 4

### A INFLUÊNCIA DA COMPENSAÇÃO SÉRIE NO DESEMPENHO DA PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA

---

---

De todas as funções de proteção de linhas de transmissão, a de distância é a mais afetada pela compensação série. Neste capítulo serão apresentados os conceitos dos principais fenômenos que interferem na proteção de distância, quando esta é aplicada a linhas de transmissão com compensação série. Dentre os fatores que determinam o grau da interferência desses fenômenos sobre a proteção de distância, destacam-se: localização dos elementos compensadores, grau de compensação da linha, localização dos transformadores de potencial conectados aos relés e atuação do *gap* e do MOV.

Os esquemas de proteção empregados em linhas com compensação série também serão abordados, com destaque para o esquema baseado em relés de distância.

#### 4.1 Fenômenos que influenciam a Proteção por Relés de Distância

##### 4.1.1 Transitórios Harmônicos

Para uma linha de transmissão não compensada, os transitórios relacionados à falta têm decaimento em função de uma componente CC. Os transitórios em linhas compensadas são sinais CA com frequência não fundamental, determinada pela associação da capacitância série e a indutância do sistema. Considerando que a capacitância série em geral é menor do que a indutância do sistema, a frequência dos sinais transitórios normalmente é de ordem menor do que a fundamental [40].

O transitório de frequência inferior à fundamental, denominado de subharmônico, causa uma variação não linear no tempo da impedância “vista” pelo relé, o que pode aumentar o tempo de atuação do relé ou implicar em perda de seletividade. A impedância segue um percurso espiral, no plano R-X, desde o ponto de carga até sua posição final, conforme apresentado na Figura 4-1 [41]. Quando não evitada, a RSS

pode amplificar o efeito do transitório subharmônico e implicar em sobretensão no capacitor série e o seu conseqüente *bypass* [9].

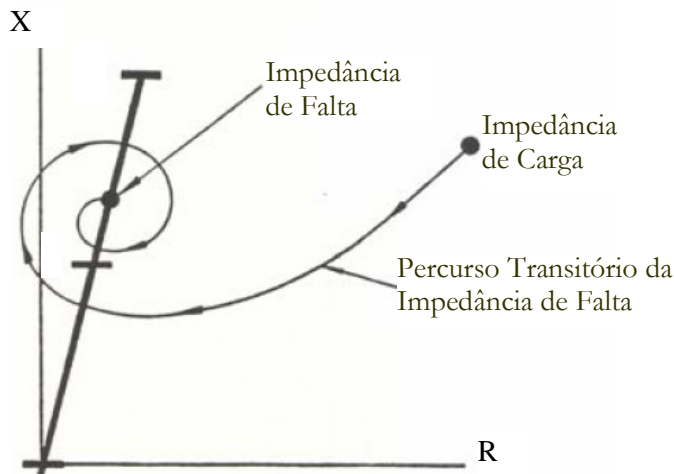


Figura 4-1: Transitório da Impedância de Falta em uma Linha Compensada

Além dos transitórios subharmônicos, há os de altas frequências, causados pela operação do *gap* do compensador, que também podem afetar o desempenho do relé [40][41].

#### 4.1.2 Variações do Alcance de Zonas de Atuação devido à atuação de *gap* ou de MOV

O ajuste das zonas de subalcance e de sobrealcance de um relé de distância pode levar ou não em conta a atuação do *gap* ou do MOV. Dependendo da premissa usada, poder-se-á verificar sobrealcance ou subalcance das zonas de atuação do relé de distância.

Ao se considerar a atuação do *gap* no ajuste, por exemplo, e a mesma não ocorrer na ocasião da falta, o sobrealcance das zonas de atuação poderá ocorrer. Por outro lado, se a atuação do *gap* não for contemplada no ajuste e ocorrer durante a falta, poderá ser observado o subalcance dessas zonas [42].

Quando o capacitor série é protegido por MOV, a atuação deste último deve ser também considerada no ajuste. Quando a intensidade da corrente de falta não é suficiente para disparar o *gap*, mas uma sobretensão considerável se desenvolve sobre o capacitor, verifica-se a atuação do MOV. Esta atuação não remove o capacitor série por

completo. A associação MOV-Capacitor pode ser representada com boa exatidão por um circuito série equivalente do tipo  $R_{MOV} - jX_C$ , cujos parâmetros, entretanto, variam em função da corrente da linha. A Figura 4-2 [43] ilustra as variações típicas dos parâmetros do circuito equivalente em função da corrente de falta.

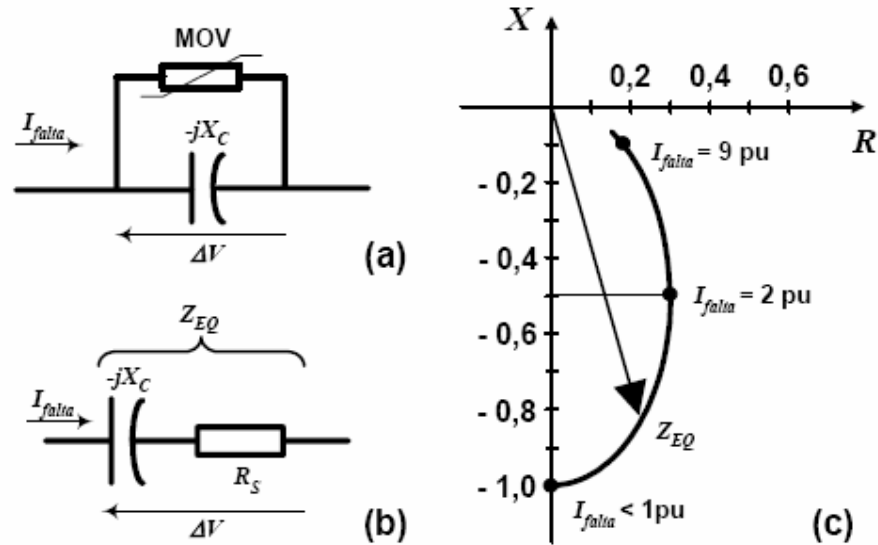


Figura 4-2: Representação R-X e Variações Típicas da Impedância Equivalente com a Corrente de Falta em um Banco de Capacitor Série com MOV

A gravidade de problemas relacionados ao alcance das zonas de atuação é diretamente proporcional ao grau de compensação.

#### 4.1.3 Efeito da Impedância de Fase Desbalanceada

A discordância de fases, durante a operação de *bypass* ou a reinserção dos bancos de capacitores, pode também afetar o valor da impedância “vista” pelo relé de distância. Tal discordância é chamada de efeito de impedância de fase desbalanceada. Durante a atuação do *gap* ou do MOV, as três fases não abrem ao mesmo tempo, o que implica em um fenômeno desequilibrado.

#### 4.1.4 Inversão de Corrente

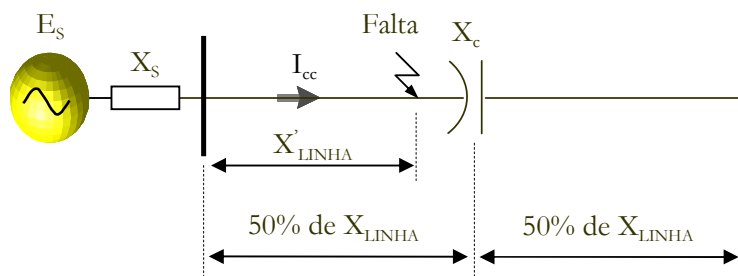
Durante uma falta em que não ocorre a atuação do *gap* e do MOV, a reatância capacitiva série pode fazer parte do laço de falta, dependendo da localização da falta e da compensação. Uma vez fazendo parte do laço, caso a reatância capacitiva de compensação seja maior do que a soma da reatância do sistema equivalente a montante e da reatância da linha até a localização da falta, o fenômeno de inversão de corrente será observado [41][43].

As chances de ocorrência de uma inversão de corrente podem, portanto, variar segundo a localização da falta, o grau de compensação e o posicionamento da compensação série. Destacam-se, nesse sentido, duas condições:

- i. Compensação série localizada no trecho central da linha de transmissão

Caso uma falta ocorra a montante da compensação, de acordo com a Figura 4-3, o seu efeito não será considerado, pois não estará fazendo parte do laço de falta. Neste caso, o laço de falta sempre será indutivo, igualmente ao caso de linhas não compensadas, e a corrente de curto-circuito é definida segundo a expressão (4-1):

$$I_{cc} = \frac{E_S}{j \cdot |X_S + X'_{Linha}|} \quad (4-1)$$



**Figura 4-3: Compensação série no trecho central da Linha de Transmissão - falta à montante da compensação**

Quando a falta é observada após a compensação, a reatância capacitiva passa a fazer parte do laço de falta e seu efeito passa a ser considerado. A corrente de curto-circuito passa a ser definida conforme a expressão (4-2) [41]:

$$I_{cc} = \frac{E_S}{j \cdot |X_S + X'_{Linha} - X_c|} \quad (4-2)$$

Se  $|X_c| < |X_S + X'_{Linha}|$  a corrente fluirá da fonte em direção à falta, conforme a Figura 4-4, não ocorrendo, assim, a inversão de corrente. Todavia, caso  $|X_c| > |X_S + X'_{Linha}|$ , ocorrerá o fenômeno de inversão de corrente, observado na Figura 4-5 [41].

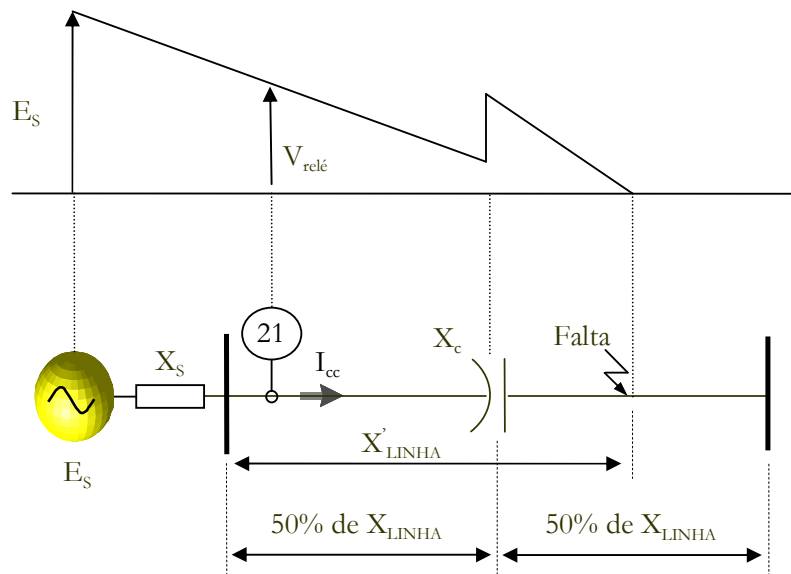
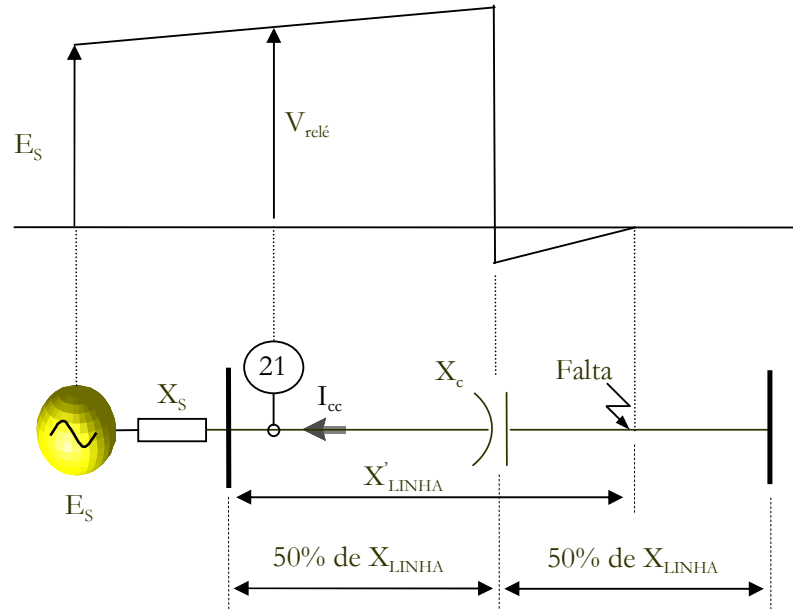


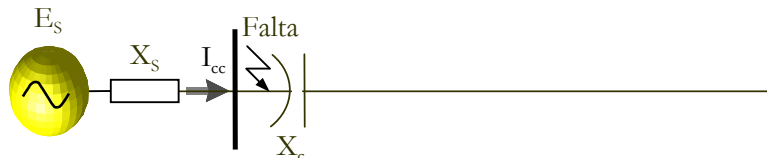
Figura 4-4: Compensação série no trecho central da Linha de Transmissão - falta à jusante da compensação com  $|X_c| < |X_S + X'_{Linha}|$



**Figura 4-5: Compensação série no trecho central da Linha de Transmissão - falta à jusante da compensação com  $|X_c| > |X_s + X_{Linha}|$**

- ii. Compensação série localizada próxima aos terminais da linha de transmissão

Considerando o sistema radial da Figura 4-6, ao ocorrer uma falta antes da compensação, ou seja, junto ao terminal, o laço de falta é sempre indutivo, uma vez que a corrente de curto-circuito depende apenas da relação entre a tensão  $E_s$  do sistema equivalente e a reatância  $X_s$  desse sistema. Nesta condição, a linha não se encontra sob efeito da compensação, o que implica na impossibilidade de inversão de corrente.



**Figura 4-6: Compensação série próxima ao terminal da Linha de Transmissão - falta à montante da compensação**

A corrente de curto-circuito, neste caso, é determinada de acordo com a equação (4-3):

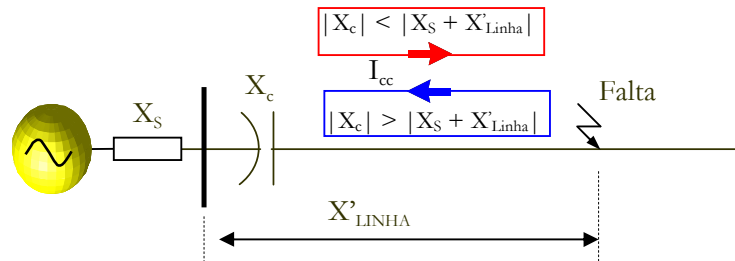


$$I_{cc} = \frac{E_S}{j \cdot |X_S|} \quad (4-3)$$

Considerando-se uma falta após a compensação, de acordo com a Figura 4-7, a corrente de falta é determinada a partir da expressão (4-4) [41][43]:

$$I_{cc} = \frac{E_S}{j \cdot |X_S + X'_{Linha} - X_c|} \quad (4-4)$$

A inversão de corrente se dará sempre que a soma da reatância do sistema equivalente e da reatância da linha até a localização da falta for menor que a reatância de compensação. Portanto, se  $|X_c| < |X_S + X'_{Linha}|$ , a corrente fluirá da fonte em direção à falta, observando-se, neste caso, a não ocorrência da inversão de corrente. Por outro lado, caso  $|X_c| > |X_S + X'_{Linha}|$ , ocorrerá o fenômeno de inversão de corrente.



**Figura 4-7: Compensação série próxima ao terminal da Linha de Transmissão - falta à jusante da compensação**

A ocorrência de inversão de corrente compromete a capacidade de discriminação da direcionalidade dos relés de proteção.

#### 4.1.5 Inversão de Tensão

A inversão de tensão se dá quando a reatância da compensação série é maior do que a reatância da linha de transmissão, do ponto onde se encontra instalado o relé até o ponto de falta [43]. Para exemplificação desse fenômeno, o caso da compensação próximo ao terminal da linha, com falta a jusante da compensação, será abordado. Tal

exemplo é representado na Figura 4-7 e considera o relé instalado na barra adjacente ao capacitor série.

O valor da tensão medida pelo relé depende da localização do TP que o alimenta com a informação de tensão. O TP pode ser instalado do lado da barra ou do lado da linha [44], conforme a Figura 4-8 e a Figura 4-9, respectivamente.

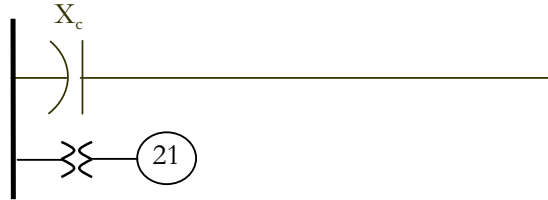


Figura 4-8: Compensação série próxima ao terminal da Linha de Transmissão – TP no lado da barra



Figura 4-9: Compensação série próxima ao terminal da Linha de Transmissão – TP no lado da linha

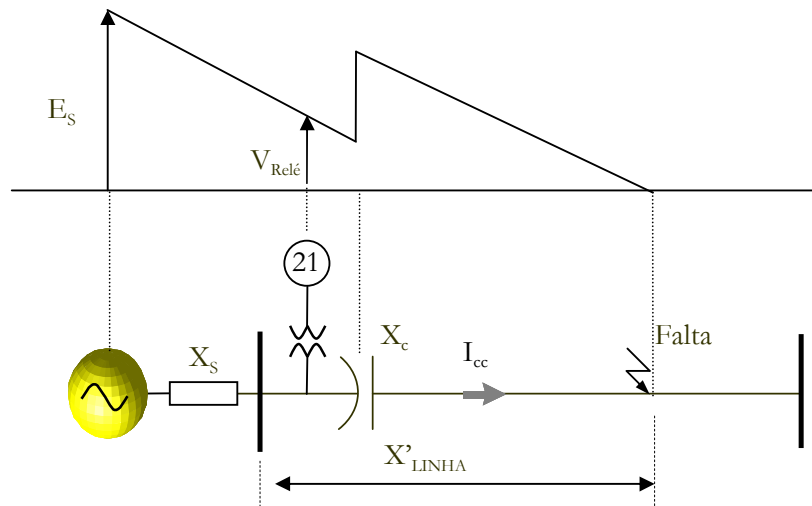
No caso do TP instalado no lado da barra, a tensão medida pelo relé é definida conforme a equação (4-5) [41][43]:

$$V_{relé} = j \cdot (X'_{Linha} - X_c) \cdot I_{cc} \quad (4-5)$$

Substituindo (4-4) em (4-5), obtém-se a equação (4-6) [41][43]:

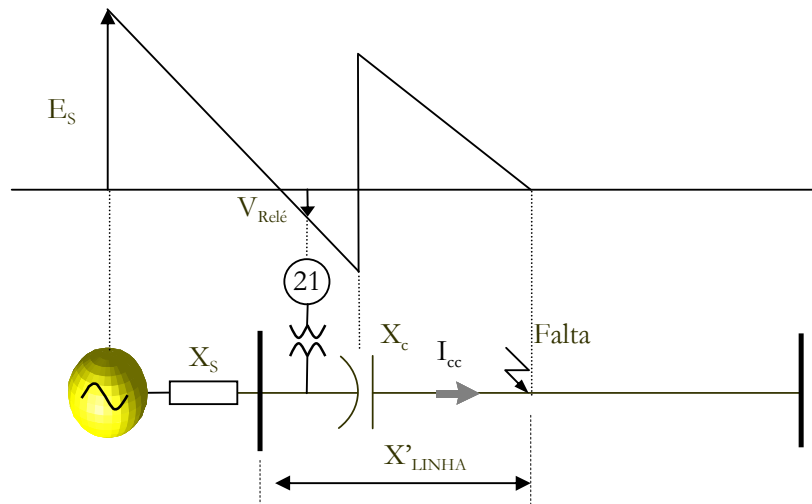
$$V_{relé} = (X'_{Linha} - X_c) \cdot \frac{E_S}{|X_S + X'_{Linha} - X_c|} \quad (4-6)$$

Considerando, ainda,  $|X_c| < |X'_{linha}|$  e  $|X_c| < |X_S + X'_{Linha}|$ , não ocorrerá nenhum tipo de inversão. A Figura 4-10 [41] apresenta esta situação.



**Figura 4-10: Compensação série próxima ao terminal da Linha de Transmissão; TP no lado da barra;  $|X_c| < |X'_{linha}|$  e  $|X_c| < |X_S + X'_{Linha}|$**

De acordo com a expressão (4-6), ocorrerá inversão de tensão ao se verificar  $|X_c| > |X'_{linha}|$  e  $|X_c| < |X_S + X'_{Linha}|$ . Este fenômeno é observado na Figura 4-11 [41]:



**Figura 4-11: Compensação série próxima ao terminal da Linha de Transmissão; TP no lado da barra;  $|X_c| > |X'_{linha}|$  e  $|X_c| < |X_S + X'_{Linha}|$**

Quando o TP se encontra posicionado no lado da barra, as inversões de corrente e de tensão não podem ocorrer simultaneamente. Para que ocorra a inversão

de corrente, segundo demonstrado na seção anterior, a reatância de compensação  $X_c$  deve ser maior do que a soma da reatância do sistema equivalente a montante e da reatância da linha até a localização da falta ( $X'_{linha}$ ), o que implica em  $|X_c| > |X'_{linha}|$ . De acordo com a equação (4-6), não ocorrerá inversão de tensão.

A inversão de tensão, no caso ilustrado, pode causar graves problemas para a proteção de distância e para os elementos direcionais de proteção da linha. Uma falta interna pode ser “vista”, pelo relé, como falta externa. Ainda nesta condição, o relé de uma linha adjacente poderá ver a mesma falta como interna e seria desligada incorretamente [41].

Estando o TP localizado no lado da linha, a tensão medida pelo relé é definida conforme a equação (4-7):

$$V_{relé} = j \cdot X'_{Linha} \cdot I_{cc} \quad (4-7)$$

Substituindo (4-4) em (4-7), obtém-se a equação (4-8) [41][43]:

$$V_{relé} = X'_{Linha} \cdot \left[ \frac{E_S}{X_S + X'_{Linha} - X_c} \right] \quad (4-8)$$

Portanto, para o caso do TP instalado no lado da linha, a inversão de tensão se dará apenas se a inversão de corrente ocorrer.

## 4.2 Esquemas de Proteção para Linhas Compensadas

A concepção da proteção de linhas de transmissão com compensação série desperta interesse especial de engenheiros eletricitistas desde as primeiras aplicações de capacitores série em linhas. Para estas primeiras aplicações, a proteção era similar àquela praticada em linhas não compensadas ou era acomodada por limitação do grau de compensação. Estas soluções, naturalmente, não poderiam continuar a ser empregadas indefinidamente, em função do comprometimento do desempenho da proteção, sobretudo a baseada em relés de distância. Com o passar do tempo, a maior utilização

da compensação série em linhas fez com que os fabricantes de relés desenvolvessem novos dispositivos que atendessem a esta aplicação [9].

Além de relés apropriados para linhas compensadas, há também esquemas de proteção indicados para este fim. Em virtude da importância das linhas compensadas, os esquemas de proteção são normalmente associados a esquemas de teleproteção. O sistema de proteção composto pelo esquema de comparação direcional baseado em relés de distância associado ao esquema POTT é o mais comum em linhas compensadas [43].

A seguir, alguns dos esquemas empregados em linhas com compensação série serão discutidos.

#### **4.2.1 Esquema de Comparação de Fase Segregado**

O esquema de proteção por comparação de fase segregado é largamente utilizado em linhas compensadas, sendo um dos primeiros esquemas empregados para esta aplicação. O referido esquema não é afetado pela compensação série, no que se refere à inversão de tensão e ao efeito de impedância de fase desbalanceado. O seu princípio fundamental é a discriminação entre faltas internas e externas, através da comparação entre as fases das correntes medidas em cada terminal da linha de transmissão [9]. Cabe destacar que este esquema também não é influenciado pelo acoplamento mútuo e não apresenta problemas de sobrealcançe ou com impedância negativa [43]. Entretanto, pode-se citar a alta dependência com relação ao sistema de comunicação entre os terminais da linha como uma importante desvantagem desse esquema [9].

#### **4.2.2 Esquemas de Comparação Direcional**

O segundo esquema abordado é o de comparação direcional, que pode ser baseado em: relés de ondas trafegantes, relés de distância ou em relés de sobrecorrente direcionais. O esquema de comparação direcional pode ser composto por dois dos princípios citados. Neste caso, recebe a denominação de esquema de comparação direcional híbrido. A seguir, os três tipos básicos desse esquema serão discutidos.

#### 4.2.2.1 Proteção por Ondas Trafegantes

O esquema de proteção por ondas trafegantes atua a partir de distúrbios gerados nas ondas de corrente e tensão que se propagam até o ponto de instalação do relé. As correntes e tensões senoidas pré-falta são desprezadas e toda decisão do relé é baseada na variação dessas grandezas introduzidas pela falta. Este esquema tem característica de alta velocidade e só realiza medição durante a falta e por um curto espaço de tempo depois da ocorrência desta última.

Assim como o esquema por comparação de fase, o esquema de proteção por ondas trafegantes não é influenciado pela compensação série. Entretanto, pode não operar para faltas que se desenvolvem lentamente, por ser reduzido o período de medição deste esquema [9].

#### 4.2.2.2 Proteção de Sobrecorrente Direcional para faltas à terra

A proteção direcional de sobrecorrente não se trata de um esquema de proteção, pois representa, na realidade, uma função de proteção. A atuação desta proteção é baseada nos componentes de seqüência zero da tensão e da corrente medidos pelo relé. A sua operação é similar ao do esquema de ondas trafegantes, uma vez que os componentes de seqüência zero são verificados durante a ocorrência da falta. A principal diferença entre os dois esquemas é que o de proteção direcional de sobrecorrente só opera para faltas à terra e está sempre ativo, enquanto que o de ondas trafegantes atua também para os demais tipos de falta, mas só é ativado durante a falta [9].

Além da restrição da gama de laços de falta contemplados pelo esquema direcional de sobrecorrente, o alcance do relé para esse esquema varia com a impedância da fonte. Cumpre também mencionar que a utilização desse esquema em combinação com religamento monopolar pode se tornar complexa, pois o relé detecta uma falta interna durante o tempo morto em que uma fase se encontra aberta [43]. Para linhas de transmissão paralelas sujeitas à indução mútua de seqüência zero, a proteção de sobrecorrente de seqüência negativa é indicada [9].

### 4.2.2.3 Proteção por Relés de Distância

O esquema de comparação direcional baseado em relés de distância não é imune à compensação série. Com efeito, o projeto e os ajustes do relé de distância devem ser cuidadosamente implementados, visando uma aplicação adequada desse relé ao sistema de proteção de linhas de transmissão compensadas.

A seguir, a influência dos fenômenos abordados na seção 4.1 será discutida.

#### *i. Transitórios Harmônicos*

Conforme a seção 4.1.1, o transitório harmônico pode comprometer o desempenho do relé de distância. O seu efeito é mais pronunciado quando a compensação série está compreendida entre o relé e a falta [45], bem como aumenta com o acréscimo do grau de compensação [46].

Com a presença do transitório subharmônico, a impedância “vista” pelo relé varia com o tempo em uma trajetória espiral no plano R-X. Dependendo do *locus* dessa impedância variável, poder-se-á observar: o sobrealcance da unidade de subalcance do relé de distância; subalcance da unidade de sobrealcance [45][46]; perda de direcionalidade retardo da atuação do relé [41][45]. Em geral, a solução desses problemas está relacionada à determinação adequada de seus ajustes [11].

A atuação do MOV pode minimizar os efeitos de transitórios subharmônicos, uma vez que o seu paralelismo com o banco série e o reator chaveado por tiristores produz formas de ondas não senoidais, as quais modificam a natureza desses transitórios subharmônicos [45].

Quanto aos transitórios de alta frequência, o desempenho do relé de distância pode ser preservado com a combinação de filtros *anti-aliasing* e da filtragem digital dos relés numéricos [41].

#### *ii. Variação do Alcance das Zonas de Atuação*

De acordo com a seção 4.1.2, o alcance das zonas de atuação do relé de distância pode ser afetado pela atuação do MOV e do *gap*. Na prática, o ajuste dos relés de distância é calculado para a pior condição prevista, com o objetivo de se manter a seletividade da proteção.

Em um estudo de seletividade da proteção de distância de uma linha de transmissão, duas premissas são fundamentais: a zona de subalcance (zona 1) não deve sobrealcançar para faltas externas; a zona de sobrealcance (zona 2) não deve subalcançar para faltas internas, pois deve fornecer cobertura para toda a linha.

Se o capacitor série se encontra no laço de falta e em serviço, ou seja, é “visto” pelo relé e não há atuação do *gap* durante a falta, as zonas de atuação podem sobrealcançar. Em um esquema de proteção POTT, discutido na seção 2.5.2, mesmo que ocorra o sobrealcance da zona de sobrealcance não haverá disparo do relé, visto que o terminal remoto não permitirá. A zona de subalcance, por sua vez, não faz parte do referido esquema de teleproteção e atua de forma independente quando solicitada. Com efeito, o sobrealcance dessa zona para uma falta externa fará com que a linha seja desligada indevidamente. Portanto, o ajuste da zona de subalcance deve levar em consideração a não atuação do *gap*, ou seja, o capacitor em serviço [42].

Quando ocorre uma falta e o capacitor não se encontra no laço de falta, o alcance do relé de distância não é afetado. Por este motivo, o alcance da zona de sobrealcance não leva em conta a compensação série, pois, caso contrário, a zona em questão poderia subalcançar e não operar para faltas internas que não estivessem sob o alcance da zona de subalcance [42].

A atuação do MOV apenas atenua o problema de sobrealcance, promovendo o equivalente MOV-Capacitor. Conforme abordado na seção 4.1.2, o equivalente é indiretamente proporcional à corrente da linha. Portanto, para faltas com correntes baixas, o sobrealcance da zona de subalcance é mais provável [44]. Este fato deve ser considerado no ajuste dessa zona [45].

### iii. *Efeito da Impedância de Fase Desbalanceada*

Esse fenômeno, descrito na seção 4.1.3, ocorre justamente no período em que o relé precisa decidir se opera ou não. Cabe ressaltar duas soluções adotadas para este inconveniente. A primeira requer que o *bypass* dos capacitores esteja completo antes da tomada de decisão do relé. Essa solução aumenta o tempo de eliminação de falta, mas é aceitável em certos casos. A segunda solução utilizada é aplicar proteções separadas para cada fase. Tal solução é mais cara em decorrência, sobretudo, do uso de disjuntores monopolares e do número maior de relés envolvidos. Entretanto, é



freqüentemente utilizada em linhas de extra-alta tensão para superar o problema de impedância de fase desbalanceada. [9].

*iv. Inversão de Corrente ou de Tensão*

Segundo a seção 4.1, o relé de distância pode ser também afetado por fenômenos como a inversão de corrente e a inversão de tensão. Tais fenômenos comprometem a discriminação de direcionalidade do relé e em geral são passíveis de observação quando o TP que informa a tensão do relé está de um lado do capacitor série e a falta do outro lado [47].

A ocorrência dos fenômenos de inversão está diretamente relacionada com a atuação do *gap*. Quando o *gap* atua, os efeitos desses fenômenos são anulados. Entretanto, se a corrente da falta não for suficiente para promover a atuação do *gap*, a influência da inversão de tensão e da inversão de corrente deverá ser considerada. Neste caso, o grau de compensação da linha de transmissão, a posição do TP que informa a tensão ao relé e a atuação do MOV são fatores que podem agravar ou atenuar os efeitos dos referidos fenômenos.

A inversão de corrente pode ser evitada na fase de planejamento do sistema, desde que se atente para que a reatância equivalente da fonte atrás da compensação nunca seja inferior à reatância capacitiva série [41]. Caso esta questão não seja prevista ou possível, a inversão de corrente poderá ocorrer e somente será eliminada se houver disparo do *gap*. Por outro lado, as conseqüências da inversão de tensão podem ser contornadas a partir da polarização apropriada do relé de distância [5].

A Figura 4-12(a) apresenta a uma linha de transmissão com compensação série instalada em uma das extremidades da linha. O TP que informa a tensão ao relé encontra-se junto à Barra A e as faltas após o capacitor. A Figura 4-12(b) e a Figura 4-12(c) [5][11] apresentam, no plano R-X, a impedância “vista” pelo relé incluindo a presença do capacitor série. Na Figura 4-12(b) considera-se a não atuação do *gap* e do MOV, enquanto que na Figura 4-12(c) admite-se apenas a atuação do MOV.

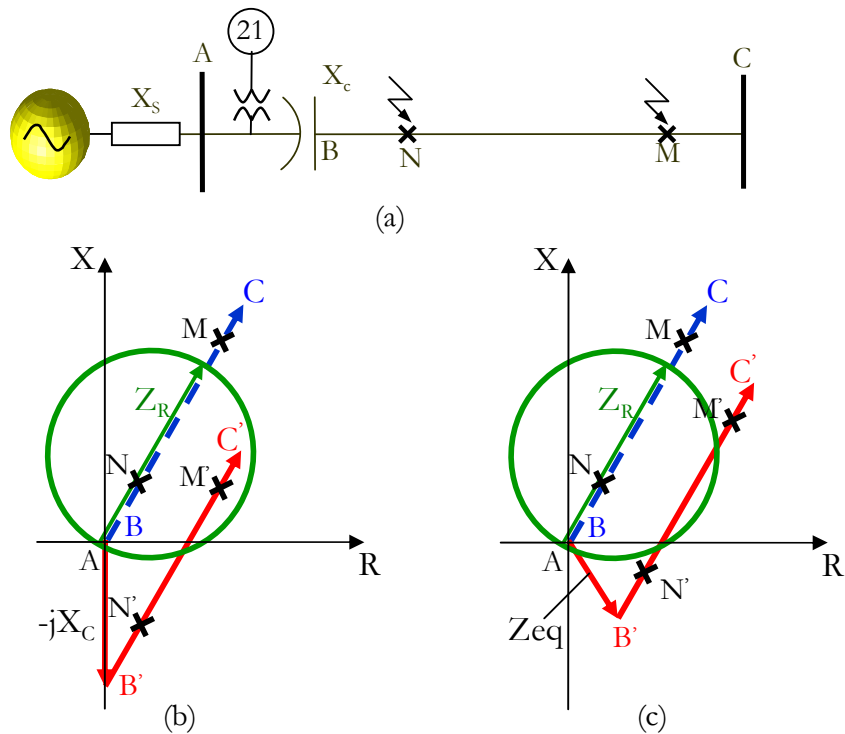


Figura 4-12: Impedância Aparente de uma Linha com Compensação Série

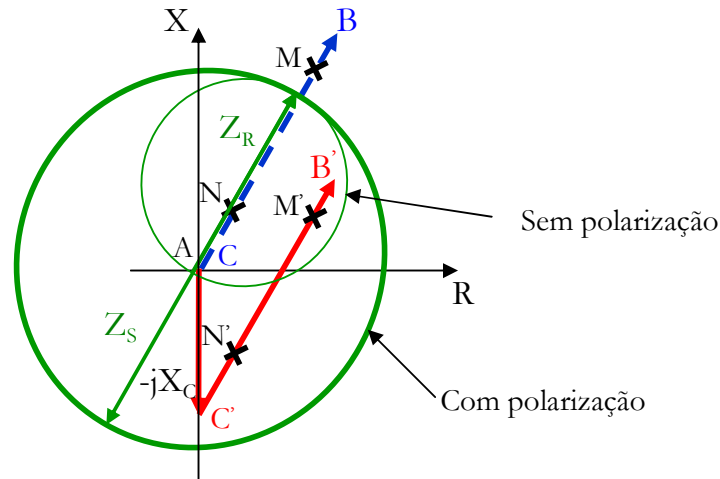
O segmento tracejado (A-B-C) representa a impedância “vista” pelo relé no caso em que há o *bypass* do capacitor série. Nesta condição, o relé de distância não sofre influência da compensação série, uma vez que a linha de transmissão é “vista” pelo relé como uma linha não compensada. O segmento contínuo (A-B'-C') equivale à impedância “vista” pelo relé levando-se em conta a inserção do capacitor série.

Na ocasião de uma falta após o capacitor série (ponto M), sem atuação do *gap* e do MOV, o pior caso de inversão de tensão é configurado. A Figura 4-12(b) mostra que a unidade de distância de subalcance (ajuste  $Z_R$ ) pode sobrealcançar em caso de não atuação do *gap* e do MOV. Com a atuação do MOV, contemplada na Figura 4-12(c), as chances de ocorrência de sobrealcance são reduzidas.

Por este motivo, o ajuste da primeira zona deve ser reduzido o suficiente para evitar o sobrealcance. Quanto maior o grau de compensação menor o ajuste da unidade de sobrealcance.

Além do eventual sobrealcance da primeira zona, uma falta após a compensação pode ficar localizada na direção reversa e não ser “vista” pelo relé. Este caso é verificado para uma falta no ponto N. Com efeito, os relés de distância aplicados

em linhas compensadas sempre contam com uma técnica de polarização para evitar o efeito da inversão de tensão. Uma das técnicas (ação de memória) é mostrada na Figura 4-13. Os efeitos de diferentes tipos de polarização no comportamento das proteções de distância de linhas com compensação série são analisados em [7].



**Figura 4-13: Polarização com ação de memória da zona de subalcance**

A Figura 4-14(a) trata do mesmo circuito da Figura 4-12(a), entretanto, o TP passa a ficar do lado da linha e a falta antes do capacitor. Conforme já discutido nesta seção, o ajuste da zona de subalcance deve ser reduzido no caso de linhas com compensação série. Isso significa uma discriminação incorreta de faltas reversas com inversão de tensão logo após a incidência do defeito, considerando a não atuação do *gap* (pior caso).

A Figura 4-14(b) [5] apresenta a característica da zona de subalcance (zona 1) sob efeito da polarização de ação de memória. Considerando a não atuação do *gap*, a inversão de tensão pode ocorrer, dependendo do grau de compensação. Caso seja verificada a inversão, a zona 1 pode “ver” uma falta externa como uma falta interna, mesmo com a polarização.

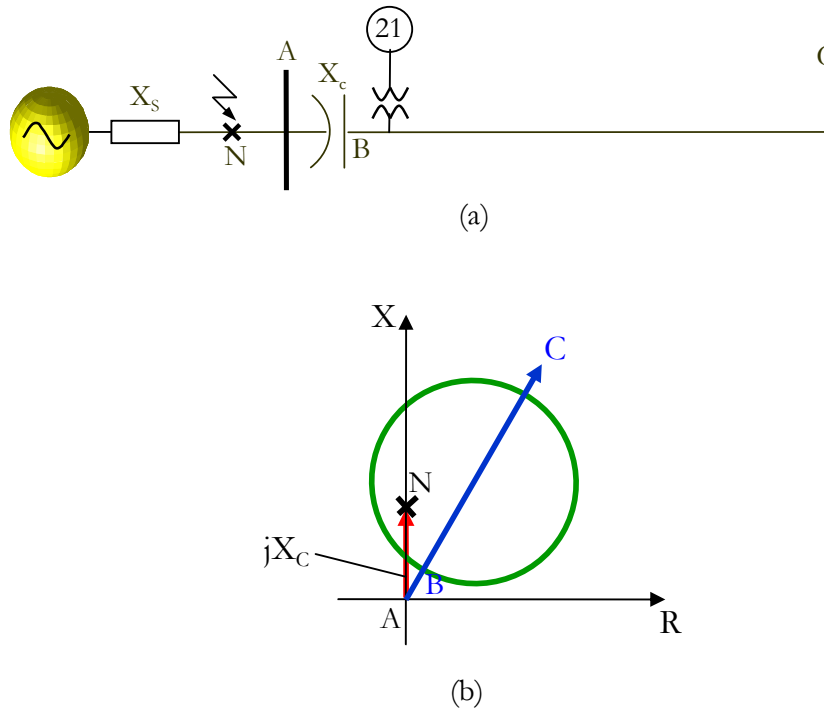


Figura 4-14: Impedância Aparente de uma Linha com Compensação Série

A atuação do MOV pode dirimir as possibilidades da perda de direcionalidade, por reduzir o equivalente capacitivo, mas não garante a discriminação correta. Cumpre ainda resaltar que, mesmo que a linha protegida não seja compensada, deve-se atentar para existência de compensação na linha adjacente. Neste caso, essa compensação deve ser considerada no ajuste do relé [5].

### 4.3 Análise do Impacto do TCSC no Desempenho do Relé de Distância

Ao se empregar o TCSC em uma linha de transmissão, os efeitos da compensação série sobre a proteção de distância, já discutidos neste capítulo, tornam-se mais pronunciados quando comparados àqueles observados quando da utilização de compensador série fixo, sobretudo em virtude da variação dinâmica da reatância capacitiva do TCSC.

De acordo com a seção 3.6.3, o TCSC pode atuar em diferentes modos. A transição de um modo para outro, que implica na variação da reatância capacitiva do

TCSC, não é instantânea e pode ocorrer tanto em condições normais de operação quanto sob condições de falta. Conforme apresentado em [48] e em [49], os dispositivos de proteção do TCSC (MOV e *gap*) passam a ser incorporados à dinâmica do compensador durante a ocorrência de faltas. Em regime permanente, o TCSC normalmente opera nos modos Normal (*capacitive boost*) ou Bloqueio. Ao ocorrer uma falta, pode-se verificar ou não a mudança do modo de operação e/ou a condução do MOV. Cumpre lembrar, conforme a seção 3.6.5, que a condução do MOV ocorrerá sempre que a tensão sobre o capacitor atingir valores inaceitáveis, enquanto que o *gap* atua por sobrecorrente do MOV ou quando a capacidade de dissipação de energia deste último for ultrapassada.

Considerando o TCSC operando no modo Normal, a reatância capacitiva do TSCS possui módulo superior a 1pu do valor da reatância do capacitor série. Quando da ocorrência de uma falta com uma corrente tal que não venha a provocar a atuação do *gap*, o MOV conduzirá ou não, caso ocorra ou não sobretensão sobre o capacitor, respectivamente. Se não for verificada a condução do MOV, o relé de distância sobrealçará. Em caso de atuação do MOV, o sobrealcance do relé diminui na medida em que a corrente de falta for mais elevada, uma vez que o valor do componente capacitivo resultante da associação MOV-Capacitor é maior para altas correntes e menor para baixas correntes. Por fim, quando o TCSC encontra-se bloqueado durante a falta, o relé de distância sobrealça menos que nos casos supracitados para o modo Normal, tendo em vista que o valor da reatância capacitiva do TCSC equivale a 1pu do valor do capacitor série.

Conclui-se, portanto, que a impedância “vista” pelo relé pode variar em função da transição entre os modos de operação e da associação MOV-Capacitor Série, de acordo com as condições pré-falta e com as condições de falta.

## CAPÍTULO 5

### SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS

---

---

#### 5.1 Sistema Estudado

##### 5.1.1 Características do Sistema de Potência

A Interligação Norte-Sudeste, também conhecida como Interligação Norte-Sul, foi o sistema escolhido para o estudo da interferência da compensação série no desempenho do relé de distância. Esta interligação é composta atualmente por dois circuitos de 500 kV que interligam as subestações de Imperatriz e Serra da Mesa, sendo Colinas, Miracema e Gurupi as subestações intermediárias. A localização geográfica e o diagrama unifilar da Interligação Norte-Sudeste são apresentados na Figura 5-1 e na Figura 5-2 [50], respectivamente.

Os estudos de planejamento para a implementação do primeiro circuito da Interligação Norte-Sudeste foram desenvolvidos pela Eletrobrás durante os anos 90. Tais estudos indicavam que a implementação da interligação representaria vantagens energéticas significativas. A diversidade hidrológica observada entre os dois subsistemas permitiria uma operação otimizada dos reservatórios das usinas [51]. O primeiro circuito da interligação entrou em operação em agosto de 1999, com 1020 km de extensão, capacidade máxima de transmissão na ordem de 1300 MW, compensação reativa paralela de 100%, compensação reativa série fixa de 54% e compensação reativa série variável (TCSC) de 5 a 15% em cada extremidade do circuito. Em regime, cada TCSC opera com 6% de compensação, o que equivale a 1,2 vezes o valor da reatância capacitiva do TCSC [34].

Até a entrada em operação do primeiro circuito da Interligação Norte-Nordeste, o Sistema Elétrico Brasileiro era composto por dois grandes subsistemas isolados: Norte/Nordeste e Sul/Sudeste/Centro-Oeste. Os estudos de planejamento da interligação, realizados pela Eletrobrás, já indicavam que a interconexão desses dois subsistemas apresentaria um modo de oscilação de baixa frequência, entre 0,15 e 0,25Hz [50].

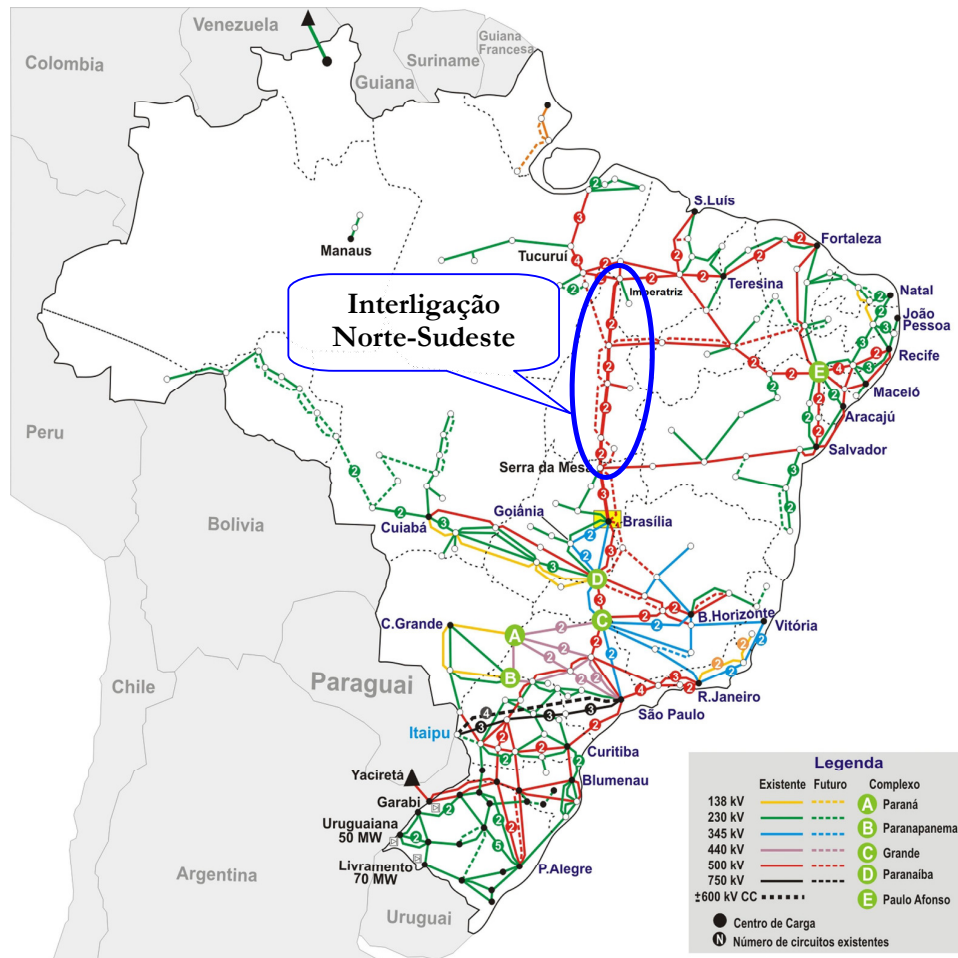


Figura 5-1: Localização Geográfica da Interligação Norte-Sudeste

Devido à característica de baixo amortecimento desse modo de oscilação eletromecânica, havia a preocupação com relação à manutenção do sincronismo entre os dois subsistemas. Para frequências de oscilação em torno de 0,2 Hz, o PSS (*Power System Stabilizers*) mostrou-se pouco eficaz, fazendo do TCSC uma importante solução para o amortecimento desses modos de oscilação [50]. Com a entrada do segundo circuito, as frequências do modo Norte-Sudeste passaram a ser mais amortecidas e a ficar compreendidas entre 0,25 e 0,4 Hz, o que indica a melhoria do desempenho do Sistema Interligado Nacional – SIN [50].

Há 04 TCSCs instalados na Interligação Nordeste-Sudeste, 01 em cada extremidade dos 02 circuitos da interligação. As transmissoras proprietárias e os fabricantes dos TCSCs são apresentados no Quadro 5-1.

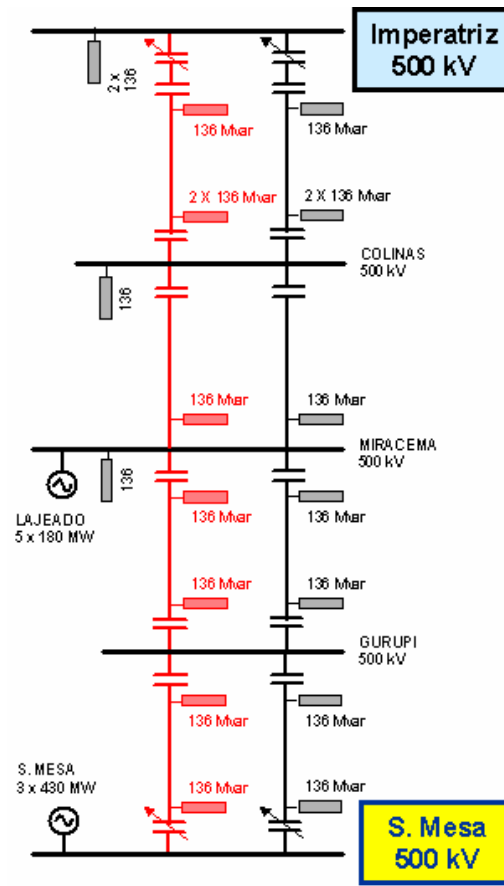


Figura 5-2: Configuração Atual da Interligação Norte-Sudeste

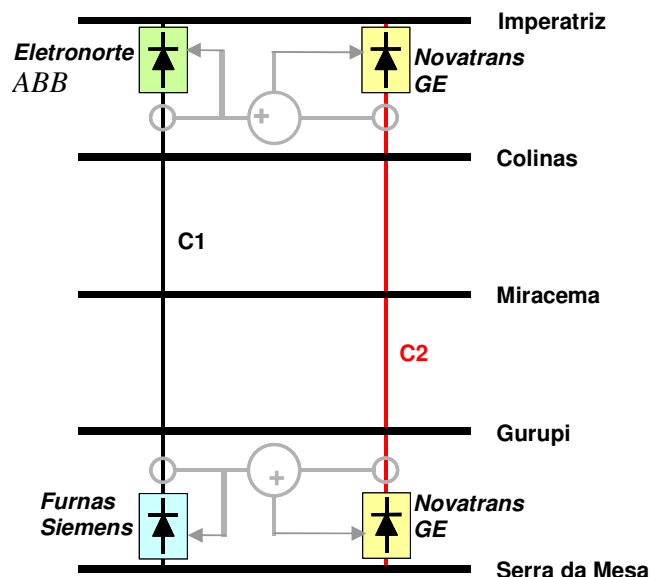
Circuito	Subestação	Transmissora	Fabricante
Norte-Sudeste I	<i>Serra da Mesa</i>	Furnas	Siemens
	<i>Imperatriz</i>	Eletronorte	ABB
Norte-Sudeste II	<i>Serra da Mesa</i>	Novatrans	GE
	<i>Imperatriz</i>	Novatrans	GE

Quadro 5-1 – Transmissoras Proprietárias e Fabricantes dos TCSCs da Interligação Norte-Sudeste

A filosofia de controle também não se repete para os 04 TCSCs. O controle dos TCSCs do Circuito I baseiam-se apenas na medição do fluxo do referido circuito (Fluxo Local). No caso dos TCSCs do Circuito II, seus sistemas de controle tomam decisões a



partir da medição global, ou seja, considerando os fluxos de ambos os circuitos, conforme ilustrado na Figura 5-3 [42].



**Figura 5-3: Filosofia de Controle dos TCSCs da Interligação Norte-Sudeste**

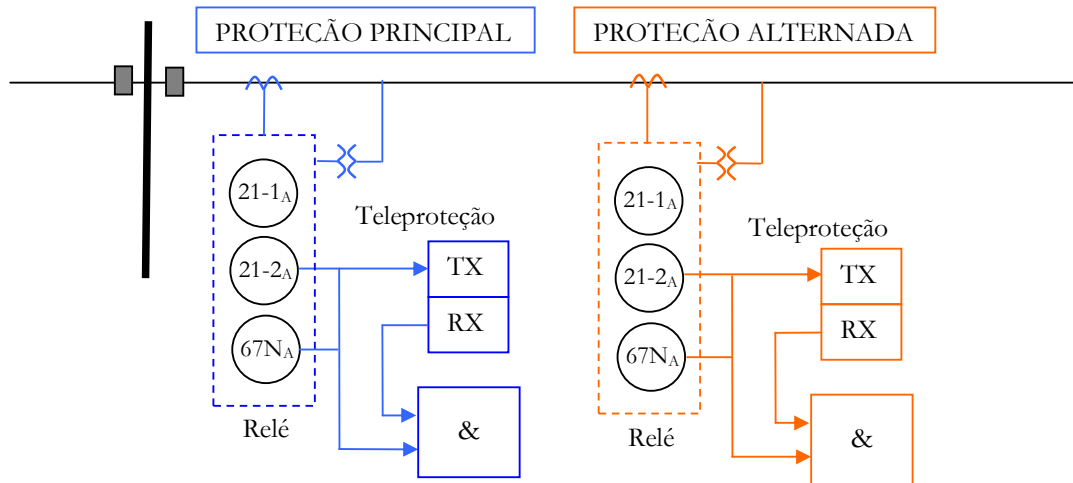
No que se refere ao primeiro circuito, o controle do TCSC da subestação Serra da Mesa utiliza o controle *Lead-Lag* POD, enquanto que aquele localizado na subestação Imperatriz faz uso do controle *Phasor* POD. Para o segundo circuito, ambos os TCSCs utilizam o controle *Lead-Lag* POD.

Em função das diferentes estratégias adotadas pelos 04 TCSCs e a necessidade de obtenção de desempenho harmonioso entre os mesmos, discussões sobre a operação conjunta entre os TCSCs vêm sendo realizados. Em 2004, ONS, Novatrans, Eletronorte e Furnas iniciaram os estudos. Em [52], foi feita uma importante avaliação sobre uma possível estratégia única de controle para todos os TCSCs da Interligação Norte-Sudeste.

A configuração atual da Interligação Norte-Sudeste será alterada em 2008, com a entrada em operação do terceiro circuito, que interligará as subestações de Marabá, Colinas, Miracema, Gurupi, Peixe e Serra da Mesa 2. Esse novo circuito contará apenas com compensação série fixa.

### 5.1.2 Sistema de Proteção

A estrutura básica do sistema de proteção aplicado a cada terminal das linhas de transmissão da Interligação Norte-Sudeste é mostrado na Figura 5-4, considerando apenas as funções destinadas à proteção contra faltas internas. No Circuito I é utilizado o relé SEL-321 (Schweitzer), enquanto que no Circuito II encontra-se instalado o relé D60 (GE). Em cada terminal de cada linha, há redundância de equipamentos e dispositivos de proteção (Proteções Principal e Alternada).



**Figura 5-4: Sistema de Proteção aplicado à Interligação Norte-Sudeste**

O esquema POTT é o sistema de teleproteção utilizado na Interligação. Para cada conjunto de proteção – Principal ou Alternada – é associado um esquema de teleproteção. Além do esquema de teleproteção associado à proteção de distância de sobrealcance (21-2) e à unidade 67N, o sistema de proteção conta com a unidade de subalcance (21-1), entre outras unidades, tanto para a proteção Principal quanto para a proteção Alternada.

Os TPs conectados aos relés de proteção de todas as linhas da Interligação Norte-Sudeste encontram-se localizados imediatamente após os compensadores série fixos, sempre no lado da linha. Com base na seção 4.1.5, sabe-se que esta configuração impede a ocorrência de inversões de tensão para o caso de faltas internas.

## 5.2 Modelagem Digital

O modelo digital utilizado neste trabalho teve como referência aquele desenvolvido em [52]. A partir deste modelo, foram introduzidas as proteções dos capacitores dos TCSCs (MOV e *gap*), a modelagem do relé de distância Mho polarizado (ação de memória de tensão pré-falta de seqüência positiva) e componentes para a medição da impedância “vista” pelo relé de distância. O modelo digital foi desenvolvido no PSCAD/EMTDC.

A seguir serão destacados aspectos considerados na modelagem do sistema de potência, dos TCSCs e seus componentes de proteção, do relé de distância e dos componentes de medição de impedância “vista” pelo relé.

### 5.2.1 Modelagem do Sistema de Potência

Conforme mencionado na seção 5.1, a Interligação Norte-Sudeste interconecta dois importantes subsistemas: Norte/Nordeste e Sul/Sudeste/Centro-Oeste. Cada subsistema foi implementado no modelo digital a partir de um equivalente dinâmico, cujo objetivo é reproduzir o comportamento dinâmico dos subsistemas, sem perda expressiva de precisão e com menor esforço computacional, fazendo uso de um número menor de componentes de sistemas de potência. Com efeito, o sistema de potência modelado consiste em dois equivalentes dinâmicos e nas linhas de transmissão que compõem a interligação. Cabe ressaltar que a Interligação Sudeste-Nordeste foi desconsiderada no modelo, por representar uma alta impedância quando comparada à Interligação Norte-Sudeste. A Figura 5-5 [52] apresenta o diagrama unifilar do sistema de potência modelado.

Os equivalentes dinâmicos representam as diversas máquinas dos subsistemas envolvidos, cujos dados de potência e de constante de inércia ( $H$ ) encontram-se contemplados na base de dados de transitórios eletromecânicos disponibilizado pelo ONS [53]. Para cada equivalente dinâmico, a potência equivale ao somatório das potências de todas as máquinas existentes em cada subsistema, enquanto que o valor de  $H$ , em segundos, é definido através de uma ponderação pela potência de cada unidade. A obtenção deste valor de constante de inércia garante que o modelo equivalente oscile

da mesma forma que as máquinas por ele representadas. Os cálculos foram efetuados considerando a base de 100 MVA [52]. Os equivalentes dinâmicos são conectados às barras de Imperatriz e de Serra da Mesa por meio de equivalentes de curto-circuito calculados a partir do caso de referência de curto-circuito disponibilizado pelo ONS para o horizonte 2006 [54].

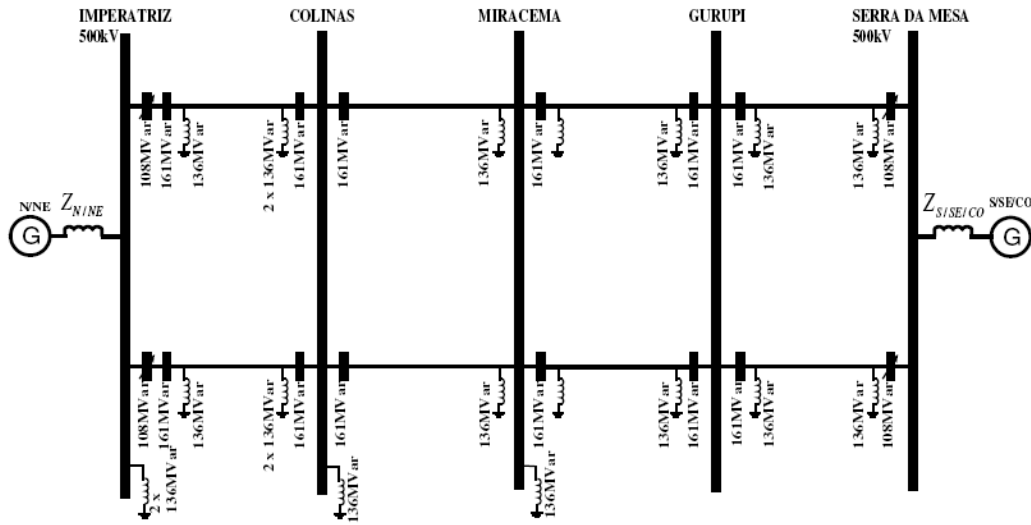


Figura 5-5: Diagrama unifilar do sistema de potência modelado

Com a finalidade de simplificar a modelagem das linhas de transmissão, as mesmas foram implementadas a partir do modelo  $\pi$ -nominal. Entretanto, segundo [55], o referido modelo não representa com precisão linhas de transmissões longas, o que é o caso das linhas da Interligação Norte-Sudeste. Por este motivo, durante a análise da medição da impedância “vista” pelo relé, deve-se considerar esta imprecisão do modelo. Para tanto, o valor da impedância da linha deve sofrer a chamada compensação hiperbólica, conforme a equação (5-1) [55]:

$$Z'_{Linha} = Z_{Linha} \cdot \frac{\sinh \gamma l}{\gamma l} \tag{5-1}$$

Onde:

$$\gamma = \sqrt{Z_{Longit} \cdot Y} \tag{5-2}$$

$Z_{Longit}$ : impedância longitudinal da linha de transmissão

Y: admitância da linha de transmissão.

Apesar dos dois circuitos da Interligação Norte-Sudeste guardarem uma distância entre si de apenas 60 metros, o que implica em acoplamento magnético mútuo, este fator foi desconsiderado no modelo digital.

Cumprе destacar que o sistema de potência modelado foi implementado de forma a apresentar oscilações entre 0,25 e 0,35 Hz, permitindo, assim, a operação dos TCSCs em condições similares às existentes na Interligação.

## **5.2.2 Modelagem dos TCSCs**

Nesta seção serão apresentados os componentes dos circuitos de potência e de disparo, da proteção e da estratégia de controle dos TCSCs utilizados na implementação do modelo digital da Interligação Norte-Sudeste.

### **5.2.2.1 Circuito de Potência**

A Figura 5-6 apresenta o modelo digital monofásico do circuito de potência do TCSC. O modelo é composto por três elementos: chave semicondutora (tiristor), reator controlado pelo tiristor ( $L = 0,005836$  H) e o banco de capacitor série ( $C = 199,92$   $\mu$ F).

As chaves semicondutoras recebem sinais de disparo independentes. Considerando as chaves das outras duas fases, cada TCSC possui, portanto, seis sinais de disparo independentes.

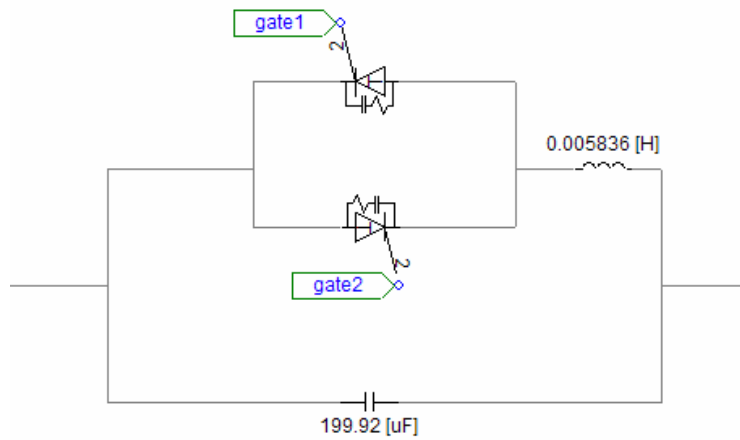


Figura 5-6: Modelo Digital Monofásico do Circuito de Potência do TCSC

### 5.2.2.2 Circuito de Disparo

O modelo digital do circuito de disparo, mostrado na Figura 5-7, foi implementado de forma a executar a estratégia descrita na seção 3.6.7.

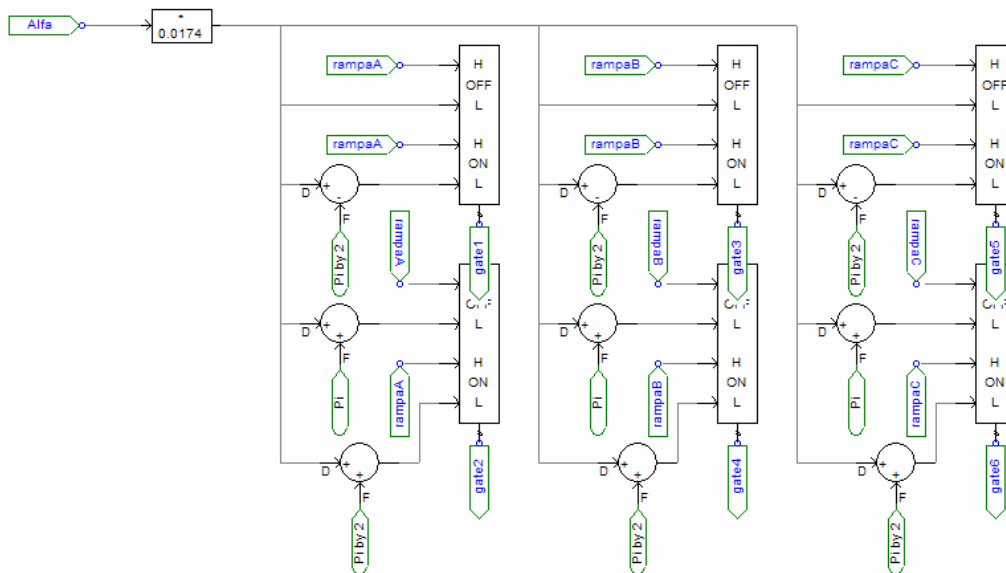


Figura 5-7: Modelo Digital do Circuito de Disparo do TCSC

O sinal da ordem de reatância determinada pela estratégia de controle é uma das variáveis de entrada do circuito de disparo, e é transformado de graus para radianos

antes de ser utilizado. As outras variáveis de entrada são as rampas geradas a partir do circuito de sincronismo, implementado segundo descrito na seção 3.6.7.

### 5.2.2.3 Proteções

Conforme a seção 3.6.5, o banco de capacitores é protegido contra sobretensões pelo MOV. Caso o MOV tenha sua capacidade de condução ou de dissipar energia superada, a atuação do *gap* se faz necessária. A Figura 5-8 e a Figura 5-9 apresentam o modelo digital do circuito de potência do TCSC e do Banco de Capacitor Série Fixo (BCS), respectivamente, com as proteções (MOV e *gap*).

Na Figura 5-9, pode-se observar que reator de amortecimento encontra-se em série com o banco de capacitores. Neste caso, o MOV protege este circuito série. Para os resultados das simulações dos BCSs apresentadas na seção 5.3.1, a tensão indicada como “tensão sobre o capacitor”, representa, portanto, o referido ramo série.

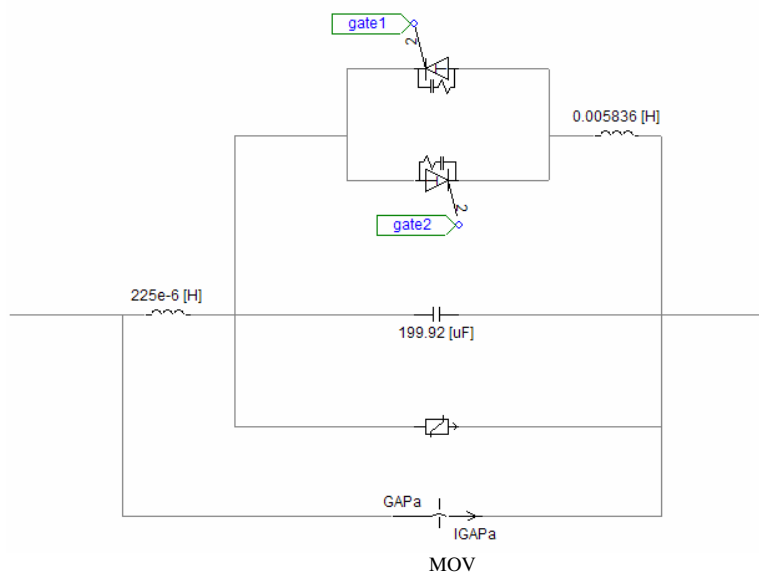
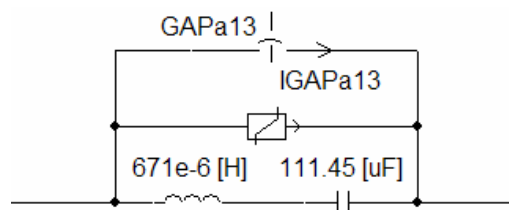


Figura 5-8: Modelo Digital Monofásico do Circuito de Potência do TCSC, com as proteções (MOV e *gap*)

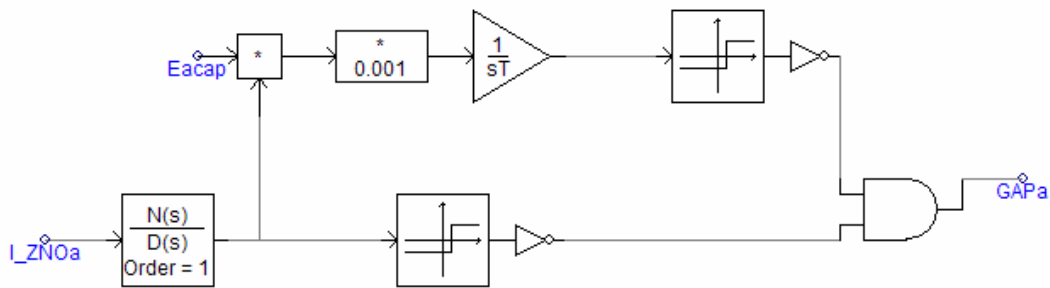


**Figura 5-9: Modelo Digital Monofásico do Circuito de Potência do BCS, com as proteções (MOV e *gap*).**

O componente MOV foi implementado utilizando dados de sua característica Tensão-Corrente. O modelo digital do circuito de disparo do *gap* é mostrado na Figura 5-10.

O canal de corrente mede o valor de pico da corrente no MOV. Se a corrente medida excede o valor de ajuste, é enviado comando para disparo do *gap*, resultando em *bypass* do MOV.

O canal de energia mede a injeção de energia no MOV. Se a energia medida excede o valor de ajuste, é enviado comando para disparo do *gap*, resultando em *bypass* do MOV.



**Figura 5-10: Modelo Digital do Circuito de Disparo do *gap***

Observa-se na Figura 5-10 que a energia no varistor é obtida pela integração (no tempo) do produto entre a corrente e a tensão medida no MOV. A comparação da energia calculada com um valor de referência permite gerar o sinal de disparo do *gap*. O valor de referência equivale à energia nominal do MOV.

#### 5.2.2.4 Estratégias de Controle

Para simplificar o processo de modelagem do controle dos TCSCs, considerou-se a mesma estratégia de controle para os quatro TCSCs, o que não influencia significativamente o desempenho do modelo. A estratégia escolhida foi aquela implementada para os TCSCs do Circuito II. Tal estratégia, conforme apresentado na



seção 5.1.1, considera o fluxo dos dois circuitos da Interligação para a determinação da ordem de reatância.

### 5.2.3 Modelagem do Relé de Distância Mho Polarizado

De acordo com a seção 2.1, as características dos relés de distância são construídas a partir de comparadores. Para a implementação do modelo digital do relé Mho Polarizado, empregou-se neste trabalho o comparador de fase tipo cosseno. A polarização adotada para a característica Mho foi a de ação de memória da tensão pré-falta de seqüência positiva, descrita na seção 2.4. Os sinais de entrada do comparador são compostos pelas seguintes grandezas:  $V_a$  (tensão fase-terra medida pelo relé),  $I_a$  (corrente da fase A) e  $Z_R$  (impedância de ajuste do relé).

A tensão de memória de seqüência positiva é a própria tensão da fase A medida pelo relé imediatamente antes da falta, considerando-se o sistema equilibrado antes da aplicação das faltas. A corrente  $I_a$  utilizada na construção da característica, por sua vez, não possui compensação de seqüência zero, uma vez que no estudo de casos deste trabalho foram aplicadas apenas faltas trifásicas.

Os fasores das grandezas de interesse são calculados a partir de componentes FFT (*Fast Fourier Transformer*) do programa PSCAD, cujas funções principais são as seguintes: filtragem passa-baixa (*anti-aliasing*) e processamento digital dos sinais analógicos. A Figura 5-11 apresenta o módulo responsável pelo cálculo dos fasores.

Os fasores resultantes dos componentes FFT seguem abaixo:

- $\vec{V}_a = V_{mag} \angle V_{pb} = V_{mag} \cdot e^{j(V_{pb})}$
- $\vec{I}_a = I_{mag} \angle I_{pb} = I_{mag} \cdot e^{j(I_{pb})}$

A tensão pré-falta, utilizada como memória para a polarização do relé, é obtida a partir da amostragem do módulo e da fase da tensão  $V_a$  no mesmo instante em que a falta ocorre, conforme apresentado na Figura 5-12. Neste modelo, a falta é aplicada por meio da atuação de disjuntores que conectam as três fases à terra. Daí a necessidade do sinal de entrada BRK, cujo valor é igual a 1 (um) quando o disjuntor encontra-se aberto

e igual a 0 (zero) para o disjuntor fechado. O módulo  $V_{premag}$  e fase  $V_{preph}$  resultantes constituem a tensão pré-falta.

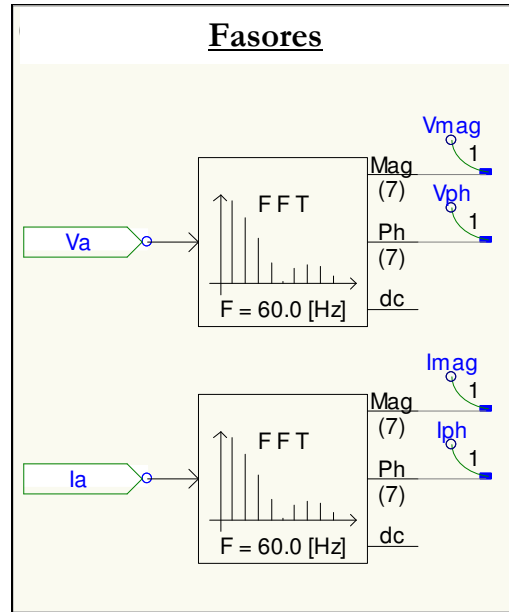


Figura 5-11: Módulo para o cálculo dos fasores  $V_a$  e  $I_a$ .

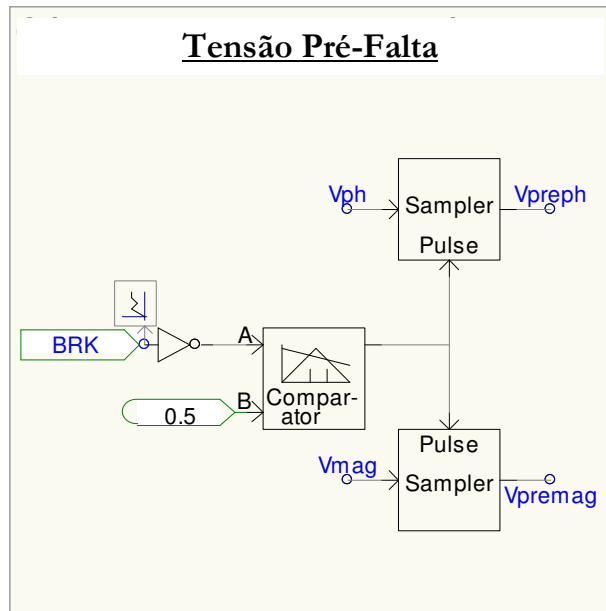


Figura 5-12: Cálculo da Tensão Pré-Falta de Seqüência Positiva

O ajuste do relé é definido segundo o diagrama mostrado na Figura 5-13. A impedância longitudinal de seqüência positiva da linha de transmissão em análise

(Imperatriz-Colinas Circuito II) é multiplicada pelo pelo fator  $k_L$ , o qual determina o alcance do relé sobre a linha por ele protegida.

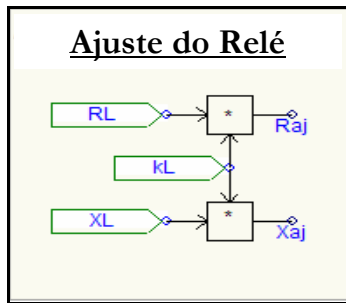


Figura 5-13: Definição do Ajuste do Relé.

As componentes real e imaginária do sinal  $S_1$ , equacionado na expressão (2-77), são calculadas conforme apresentado na Figura 5-14 e de acordo com as expressões (5-3), (5-4) e (5-5).

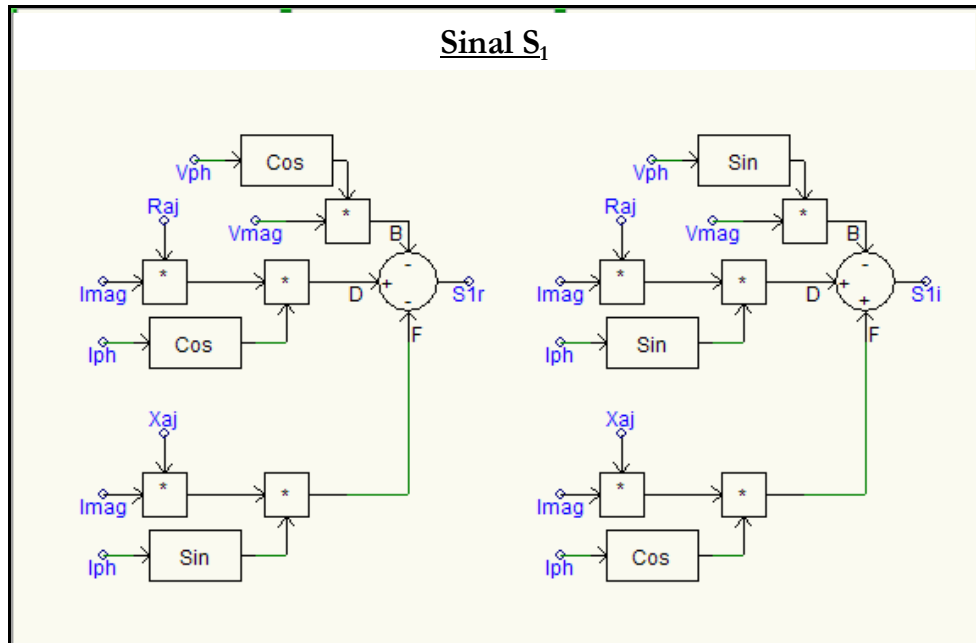


Figura 5-14: Cálculo do Sinal de Entrada  $S_1$ .

$$S_1 = (R_{ajuste} + jX_{ajuste}) \cdot I_{mag} \cdot e^{j(I_{ph})} - V_{mag} \cdot e^{j(V_{ph})} \quad (5-3)$$

$$S_{1real} = R_{ajuste} \cdot I_{mag} \cdot \cos(I_{ph}) - X_{ajuste} \cdot I_{mag} \cdot \sin(I_{ph}) - V_{mag} \cdot \cos(V_{ph}) \quad (5-4)$$

$$S_{1mag} = R_{ajuste} \cdot I_{mag} \cdot \sin(I_{ph}) + X_{ajuste} \cdot I_{mag} \cdot \cos(I_{ph}) - V_{mag} \cdot \sin(V_{ph}) \quad (5-5)$$

A Figura 5-15 mostra como as componentes real e imaginária do sinal  $S_2$ , definido na expressão (2-76), são calculadas. O sinal  $S_2$  é igual à tensão pré-falta  $\vec{V}_{1pre}$ .

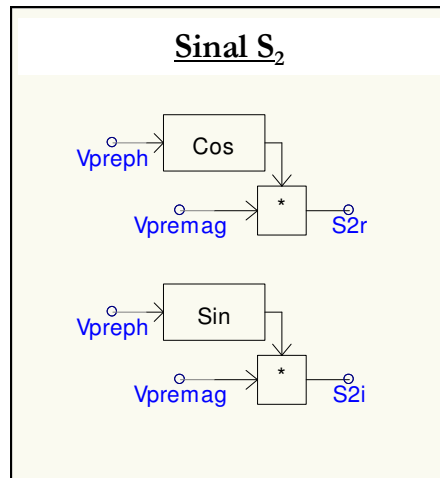


Figura 5-15: Cálculo do Sinal de Entrada  $S_2$ .

Finalmente, o sinal de disparo do relé é determinado a partir da comparação das fases dos sinais  $S_1$  e  $S_2$  obtidos, indicada na Figura 5-16. Esta comparação é realizada com base no produto escalar desses dois sinais, conforme a equação (5-6).

$$\vec{S}_1 \cdot \vec{S}_2 = |S_1| |S_2| \cos \beta \quad (5-6)$$

onde  $\beta$  é o ângulo de defasagem entre os sinais  $S_1$  e  $S_2$ .

Desenvolvendo a expressão (5-6):

$$\cos \beta = \frac{(S_{1real} \cdot S_{2real}) + (S_{1imag} \cdot S_{2imag})}{|S_1| \cdot |S_2|} \quad (5-7)$$

Para que o relé opere corretamente, deve fazê-lo para  $-90^\circ < \beta < 90^\circ$ , isto é,  $\cos \beta > 0$ .

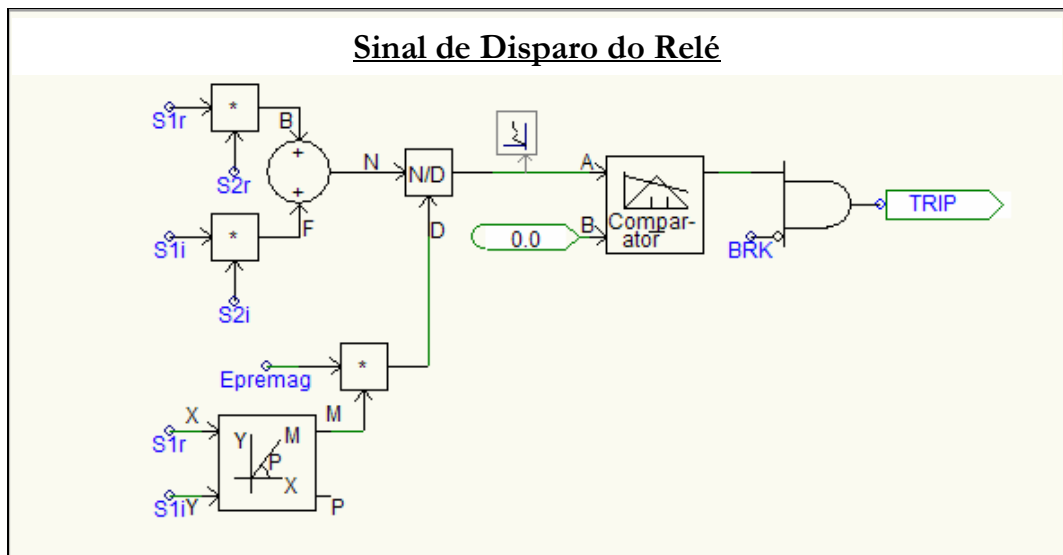


Figura 5-16: Determinação do Sinal de Disparo do Relé (*TRIP*).

### 5.2.4 Modelagem da Medição da Impedância “Vista” pelo Relé de Distância

Nesta seção será apresentado o componente responsável pela medição da impedância “vista” pelo relé. Trata-se de um bloco utilizado para a medição de impedância “vista” em faltas monofásicas, em que é necessário informar o fator de compensação de seqüência zero ( $k_0$ ). Este bloco, mostrado na Figura 5-17, pode ser utilizado para medição em faltas trifásicas, uma vez que, neste caso,  $I_0$  (corrente de seqüência zero) é nula. Note que os valores do módulo  $I_{0m}$  e da fase  $I_{0p}$  são informados no modelo, por se tratarem de dados de entrada obrigatórios no bloco empregado. Tais grandezas têm valor nulo.

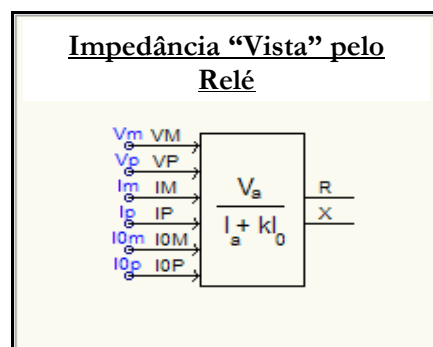


Figura 5-17: Determinação da Impedância “Vista” pelo Relé de Distância

### 5.3 Estudo de Casos

Os casos simulados neste trabalho têm dois objetivos distintos:

- Verificar a atuação das proteções dos equipamentos de compensação série (MOVs e dos *gaps*), frente a condições de falta. Para este caso, serão considerados os TCSCs da interligação bloqueados, isto é, com ângulo de disparo igual a  $180^{\circ}$ . Nesta condição, os TCSCs operam como bancos de capacitores fixos;
- Avaliar o desempenho do relé de distância frente a transitórios harmônicos, à atuação dos MOVs e *gaps* e à variação dinâmica da reatância do TCSC.

Cabe ressaltar que todas as faltas aplicadas nos casos tratados nesta seção são do tipo trifásica-terra.

#### 5.3.1 **Análise da atuação dos MOVs e dos *gaps***

Os bancos série da Interligação Norte-Sudeste são protegidos contra sobretensão por MOVs. Em caso de superação da capacidade de dissipação de energia ou de sobrecarga do MOV, verifica-se a atuação do *gap*. Esta lógica de proteção é examinada nesta seção, frente à faltas trifásicas-terra aplicadas nas linhas de transmissão Imperatriz–Colinas e Colinas–Miracema, ambas do Circuito I da Interligação Norte-Sudeste, e na subestação Colinas. Os bancos série TCSC<sub>21</sub>, BCS<sub>21</sub>, BCS<sub>22</sub> e BCS<sub>23</sub> são os equipamentos de interesse. As faltas são aplicadas a 8,5s após o início da simulação.

Para cada falta aplicada, a forma de onda da tensão sobre os capacitores ( $V_{cap}$ ) é apresentada. Nos casos em que há atuação do MOV, as formas de onda de corrente e energia dissipada nos MOVs,  $I_{mov}$  e  $E_{mov}$ , respectivamente, são mostradas. Por fim, para as situações em que a atuação do *gap* se torna necessária, é exibida a forma de onda da corrente desse componente de proteção ( $I_{gap}$ ).

A Figura 5-18 revela a localização das faltas aplicadas:

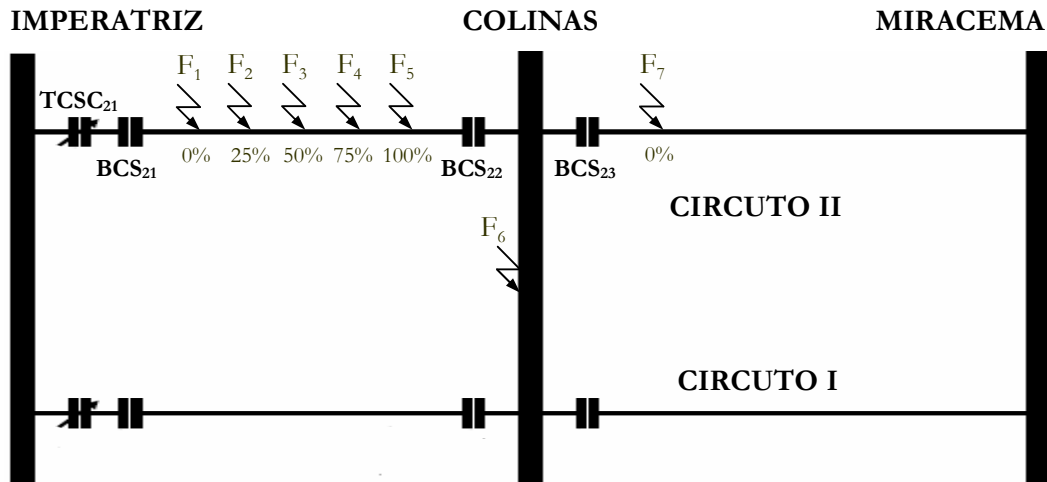


Figura 5-18: Mapa das faltas simuladas

Os níveis protetivos dos MOVs utilizados nestes casos de simulação são informados no Quadro 5-2. Os valores de energia e corrente são usados como referência para o disparo dos *gaps*, de acordo com o exposto na seção 5.2.2.3.

Banco Série	Tensão (kV <sub>pico</sub> )	Energia (MJ)	Corrente (kA <sub>pico</sub> )
TCSC <sub>21</sub>	81,60	20,20	30,00
BCS <sub>21</sub>	131,30	36,50	42,50
BCS <sub>22</sub>	131,30	41,40	31,20
BCS <sub>23</sub>	131,30	55,20	36,50

Quadro 5-2 – Níveis Protetivos de Tensão, Corrente e de Dissipação de Energia dos MOVs dos bancos de capacitores série TCSC<sub>21</sub>, BCS<sub>21</sub>, BCS<sub>22</sub> e BCS<sub>23</sub>.

A seguir, o comportamento dos MOVs e *gaps* será analisado para cada falta aplicada.

### 5.3.1.1 Falta F<sub>1</sub>

**Ponto de Aplicação:** imediatamente após BCS<sub>21</sub>, na Subestação Imperatriz.

No caso de ocorrência da falta F<sub>1</sub>, há atuação dos MOVs e dos *gaps* do TCSC<sub>21</sub> e do BCS<sub>21</sub>. A partir da Figura 5-19 e da Figura 5-20, verifica-se que os MOVs limitam a tensão do capacitor até que os *gaps* atuem, por nível protetivo de energia. A partir da atuação dos *gaps*, a tensão no capacitor se anula devido ao *bypass*.

A atuação dos *gaps* ocorre em quase 50ms após o início da falta. Tendo em vista que os relés de distância calculam o sinal de disparo em um tempo inferior, os *gaps* não chegariam a atuar na prática, mesmo para uma falta logo após os bancos séries.

No que se refere ao banco BCS<sub>22</sub>, apenas o MOV atua para a falta F<sub>1</sub>. A Figura 5-21 mostra que o nível de energia dissipada pelo MOV do BCS<sub>22</sub> e de corrente que por ele circula durante a falta é bastante inferior aos níveis protetivos, o que justifica a não atuação do *gap*.

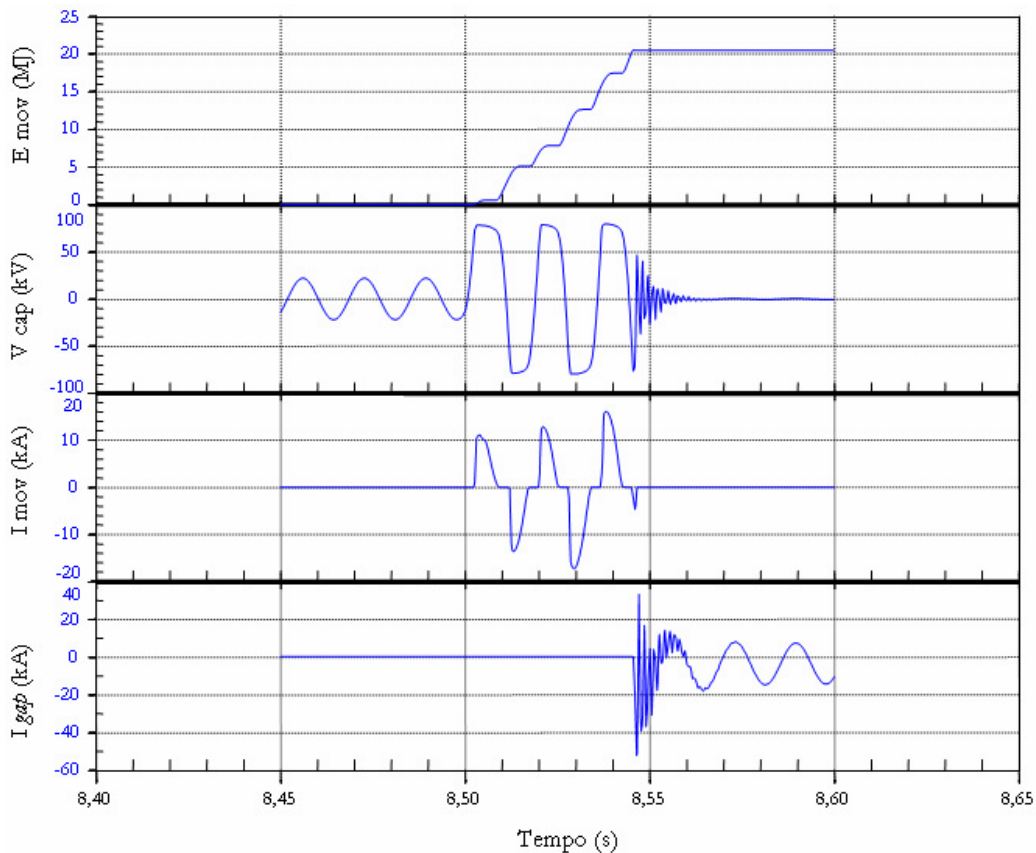


Figura 5-19: Atuação do MOV e do *gap* do TCSC<sub>21</sub> – Falta F<sub>1</sub>



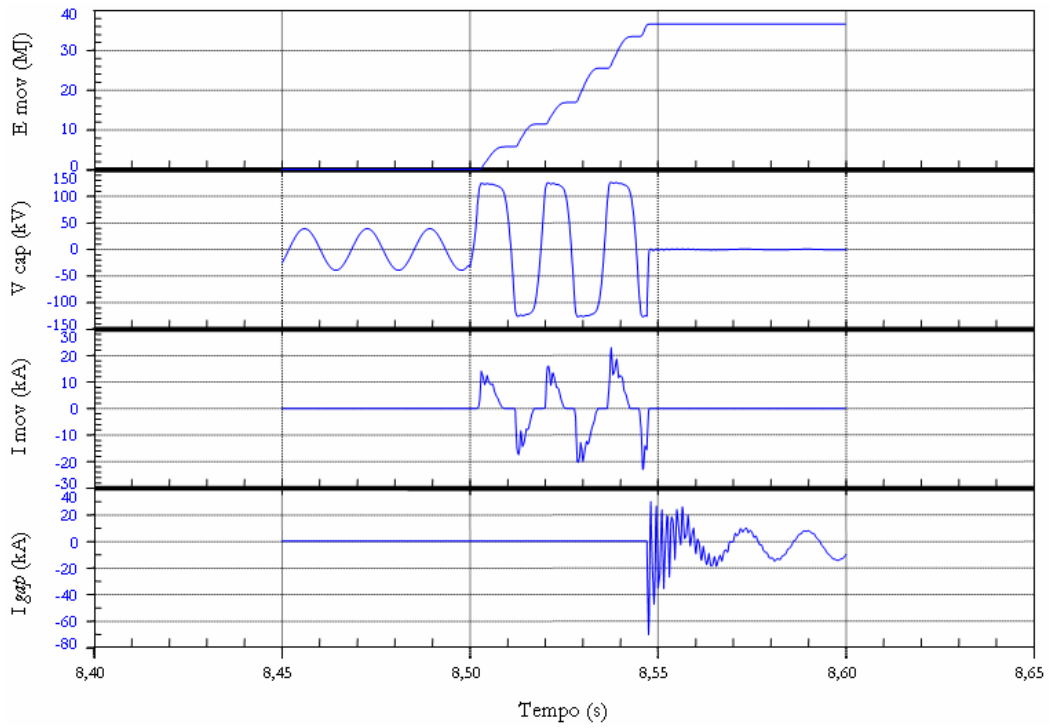


Figura 5-20: Atuação do MOV e do *gap* do BCS<sub>21</sub> – Falta F<sub>1</sub>

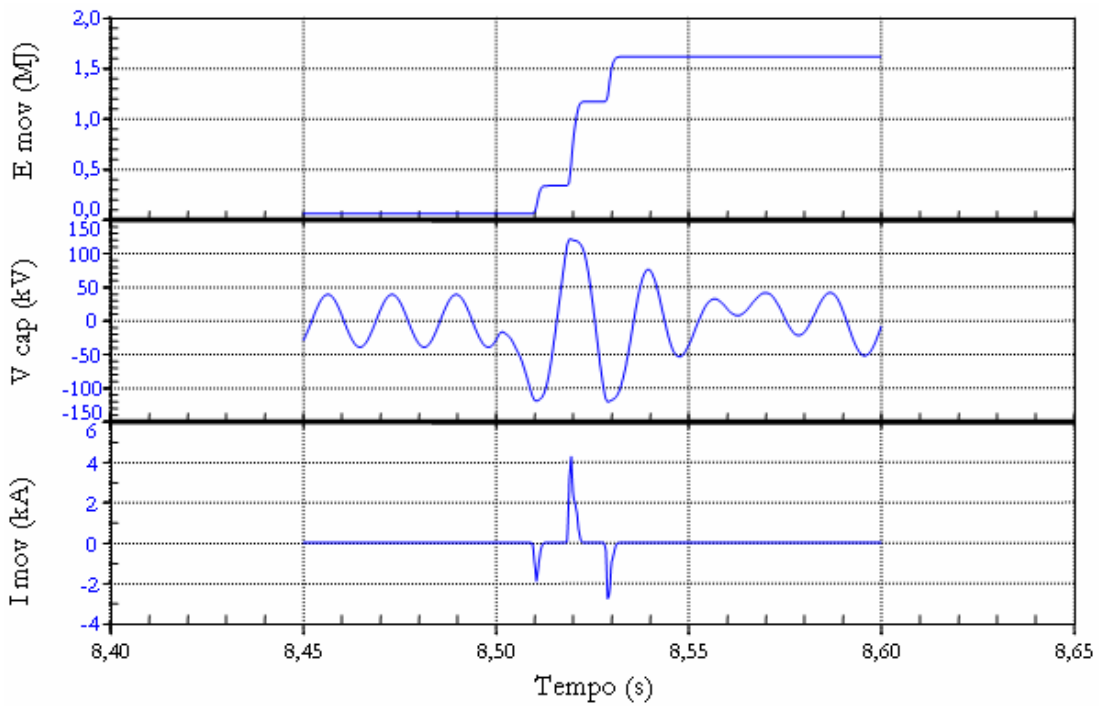
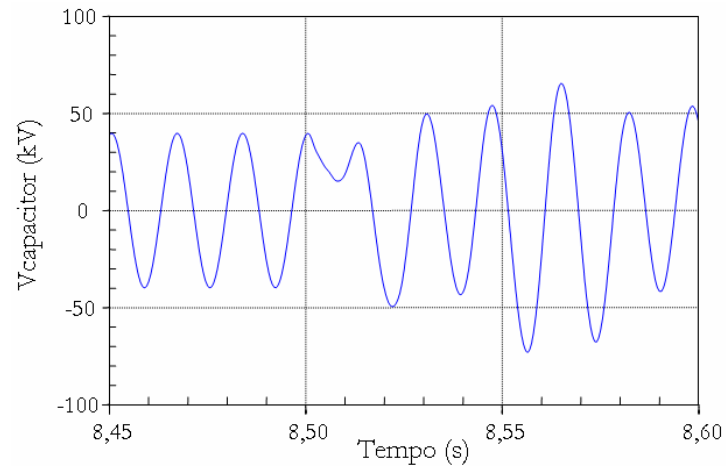


Figura 5-21: Atuação do MOV do BCSC<sub>22</sub> – Falta F<sub>1</sub>

Durante a falta  $F_1$ , não foi registrada a atuação do MOV do BCS<sub>23</sub>. Para os demais bancos, a condução dos seus respectivos MOVs faz com que os seus equivalentes sejam resultado da associação MOV-Capacitor.

A Figura 5-22 exibe o comportamento da tensão sobre o capacitor durante a falta  $F_1$ .

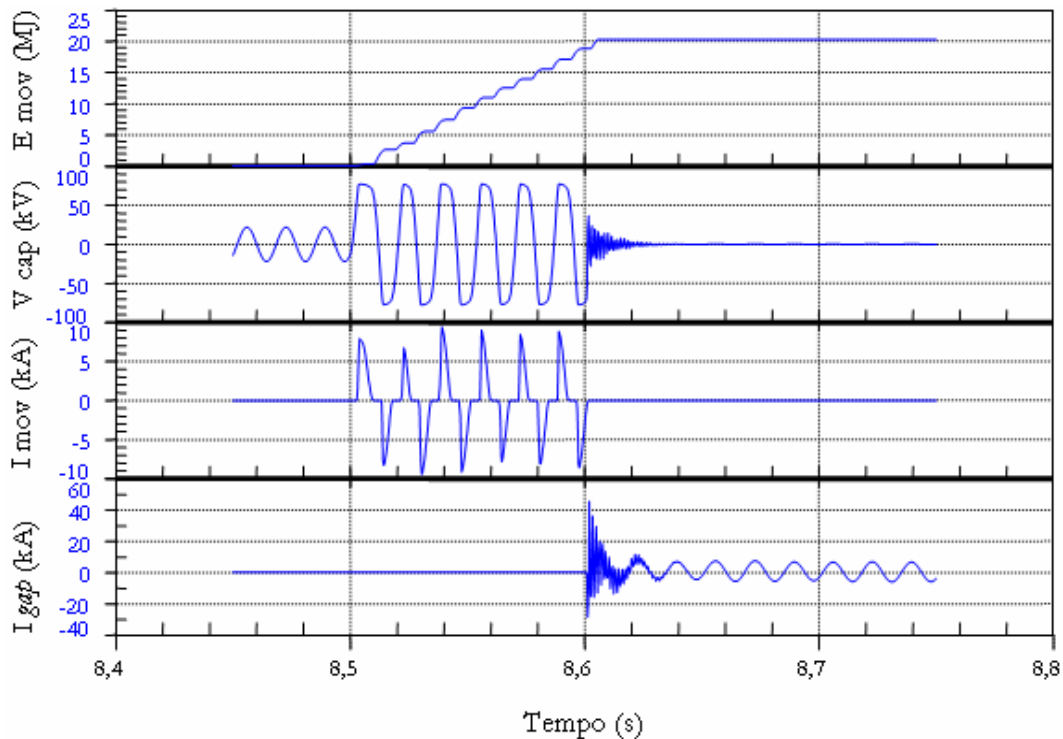


**Figura 5-22: Tensão sobre o capacitor série do BCS<sub>23</sub> – Falta  $F_1$**

### 5.3.1.2 Falta F<sub>2</sub>

📍 **Ponto de Aplicação:** a 25% da Subestação Imperatriz.

A Figura 5-23, a Figura 5-24, a Figura 5-25 e a Figura 5-26 apresentam o comportamento dos MOVs e *gaps* dos bancos TCSC<sub>21</sub>, BCS<sub>21</sub>, BCS<sub>22</sub> e BCS<sub>23</sub>, respectivamente, quando da ocorrência da falta F<sub>2</sub>.



**Figura 5-23:** Atuação do MOV e do *gap* do TCSC<sub>21</sub> – Falta F<sub>2</sub>

O comportamento dos MOVs e *gaps* durante a falta F<sub>2</sub> é similar ao observado quando da falta F<sub>1</sub>, sendo que para a falta F<sub>2</sub> os *gaps* atuam com um tempo mais elevado – cerca de 100ms. Para esta condição, certamente, na prática, não haverá atuação dos *gaps*, devido ao disparo em tempo inferior dos relés de proteção que fará operar os disjuntores da linha de transmissão.

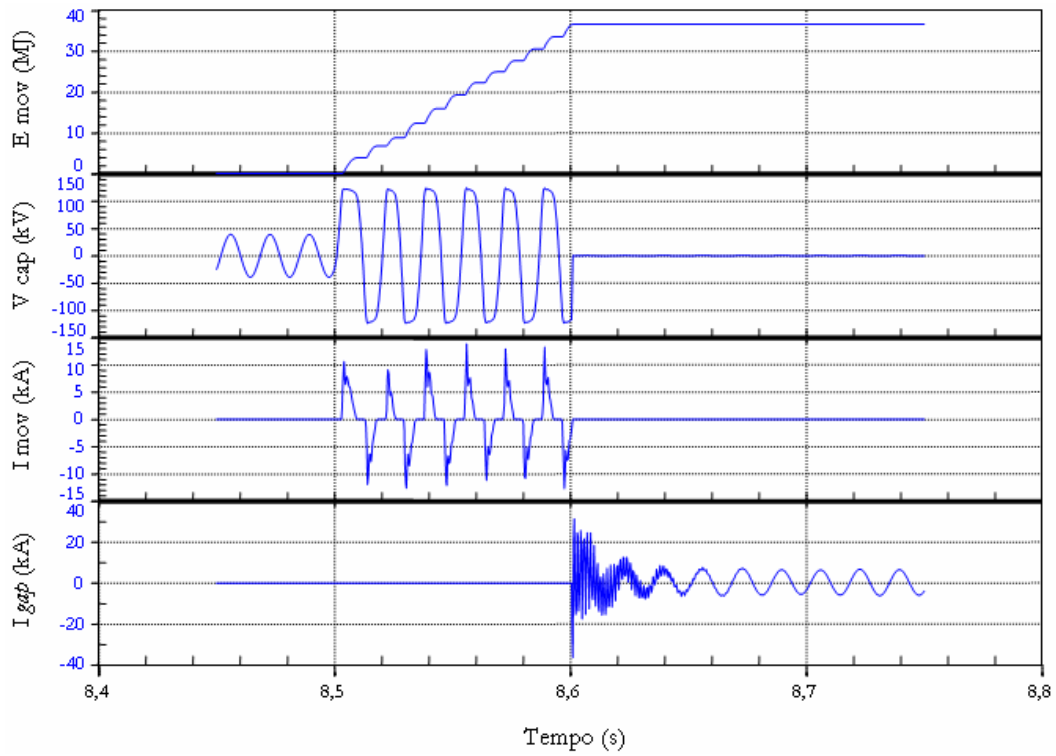


Figura 5-24: Atuação do MOV e do *gap* do BCS<sub>21</sub> – Falta F<sub>2</sub>

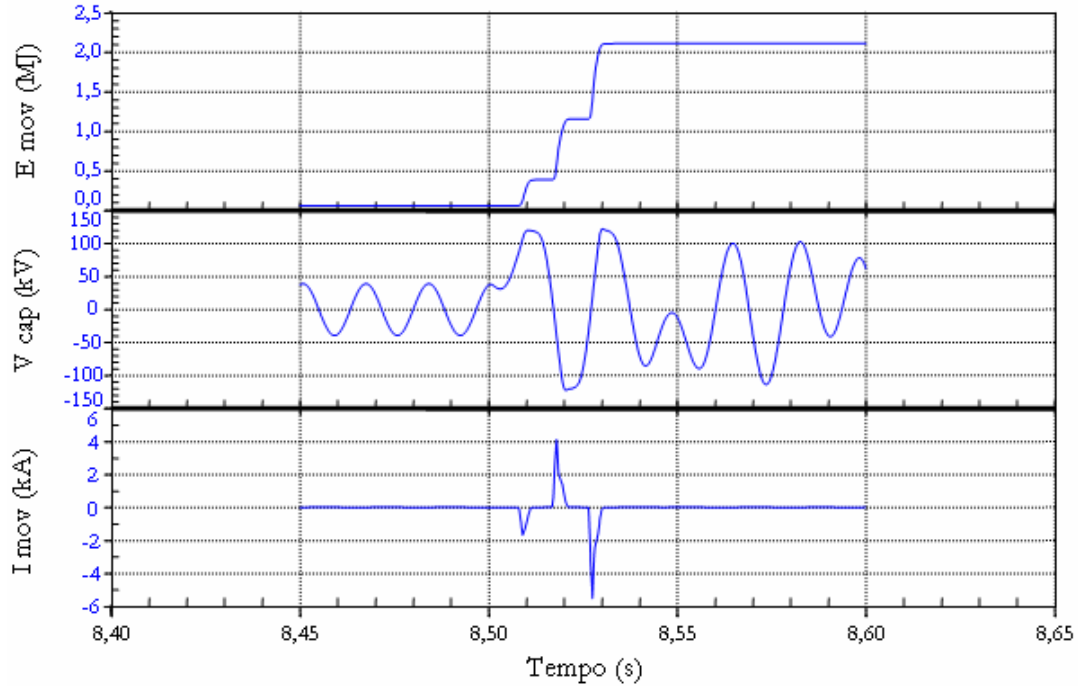


Figura 5-25: Atuação do MOV do BCS<sub>22</sub> – Falta F<sub>2</sub>

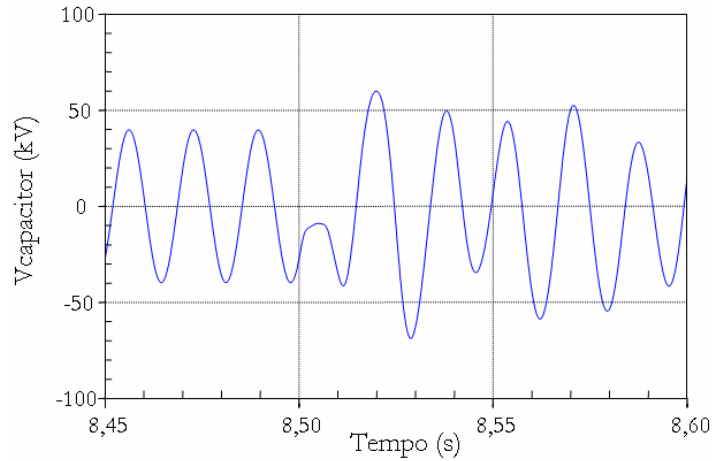


Figura 5-26: Tensão sobre o capacitor série do BCS<sub>23</sub> – Falta F<sub>2</sub>

### 5.3.1.3 Falta F<sub>3</sub>

🚧 **Ponto de Aplicação:** a 50% da Subestação Imperatriz.

Considerando uma falta no centro da linha de transmissão Imperatriz-Colinas Circuito II, não há registro de atuação do *gap* do TCSC<sub>21</sub>, conforme Figura 5-27. Os níveis protetivos de corrente e energia desse banco não foram atingidos.

O único banco cujo *gap* atua é o BCS<sub>21</sub>. A referida atuação do *gap*, observada na Figura 5-28, ocorre a mais de 260ms após a aplicação da falta. Levando-se em conta a atuação do sistema de proteção da linha de transmissão, a condução do *gap* pode ser desconsiderada assim como aquelas verificadas para as faltas anteriores.

A Figura 5-29 mostra que a falta F<sub>3</sub> provoca a atuação do MOV do BCS<sub>22</sub>. Os níveis protetivos do MOV mencionado não são superados e o *gap* não atua.

Quanto ao BCS<sub>23</sub>, o seu comportamento é igual àqueles verificados durante as faltas F<sub>1</sub> e F<sub>2</sub>. A forma de onda de tensão desse banco é exibida na Figura 5-30.

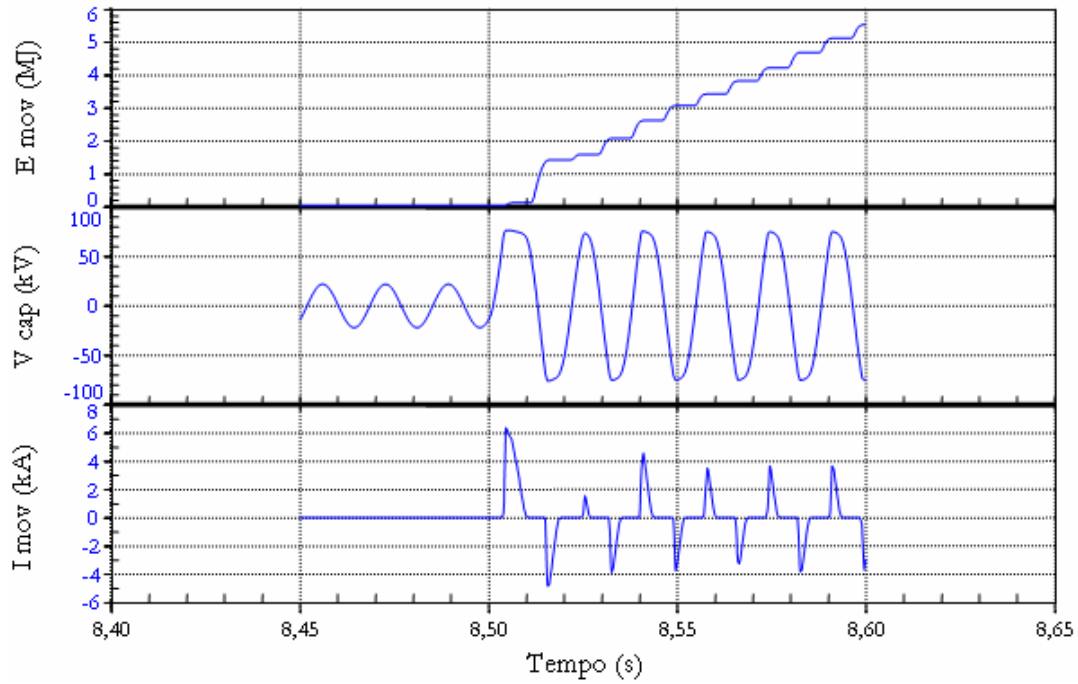


Figura 5-27: Atuação do MOV do TCSC<sub>21</sub> – Falta F<sub>3</sub>

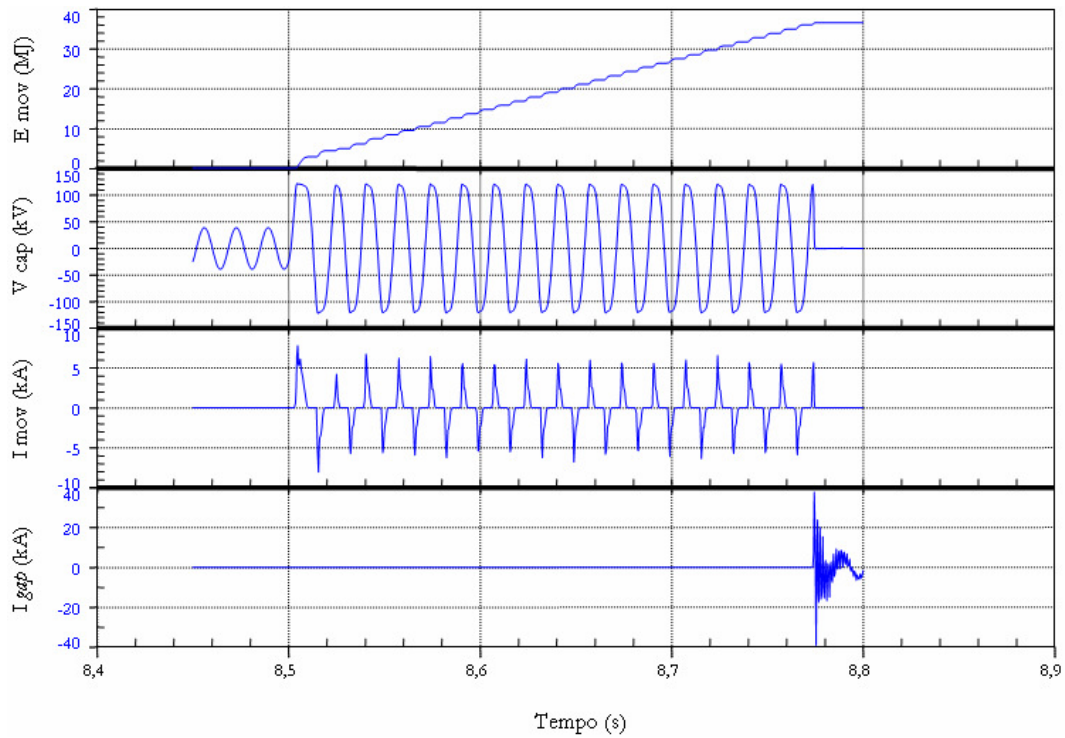


Figura 5-28: Atuação do MOV e do *gap* do BCS<sub>21</sub> – Falta F<sub>3</sub>

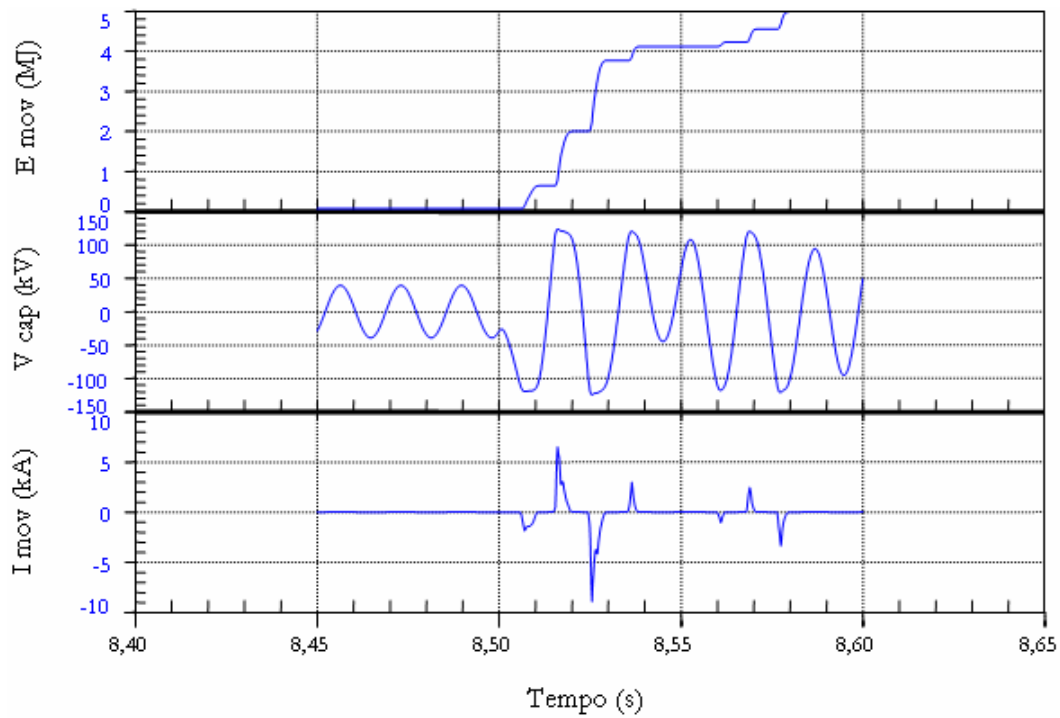


Figura 5-29: Atuação MOV do BCS<sub>22</sub> – Falta F<sub>3</sub>

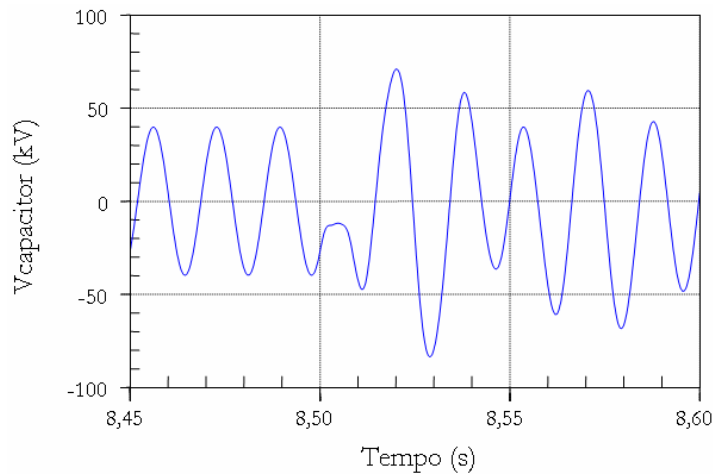


Figura 5-30: Tensão sobre o capacitor série do BCS<sub>23</sub> – Falta F<sub>3</sub>

#### 5.3.1.4 Falta F<sub>4</sub>

📍 **Ponto de Aplicação:** a 25% da Subestação Colinas.

A falta F<sub>4</sub> impõe uma condução mais reduzida dos MOVs do TCSC<sub>21</sub> e do BCS<sub>21</sub>, ao se comparar os resultados apresentados na Figura 5-31 e na Figura 5-32 com aqueles obtidos para as faltas anteriores. Por outro lado, o BCS<sub>22</sub> passa a experimentar

a atuação do seu *gap*, mesmo que somente após um período superior a 260ms a contar da aplicação da falta. Esta atuação também é improvável na prática, devido à esperada atuação da proteção entre 1 a 2 ciclos após a aplicação da falta.

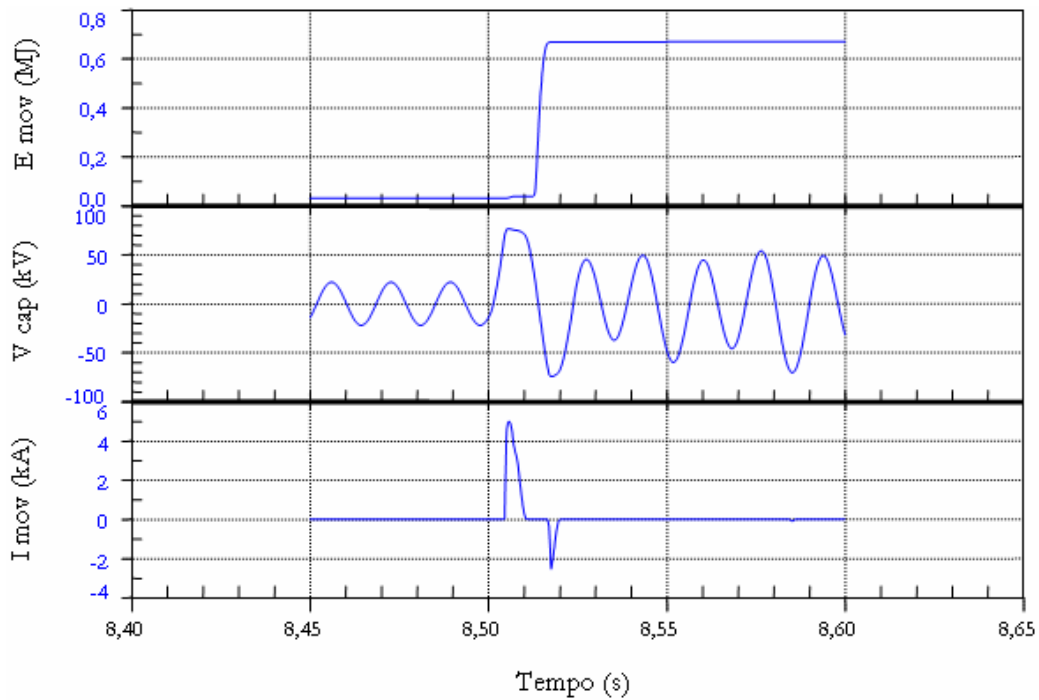


Figura 5-31: Atuação do MOV do TCSC<sub>21</sub> – Falta F<sub>4</sub>

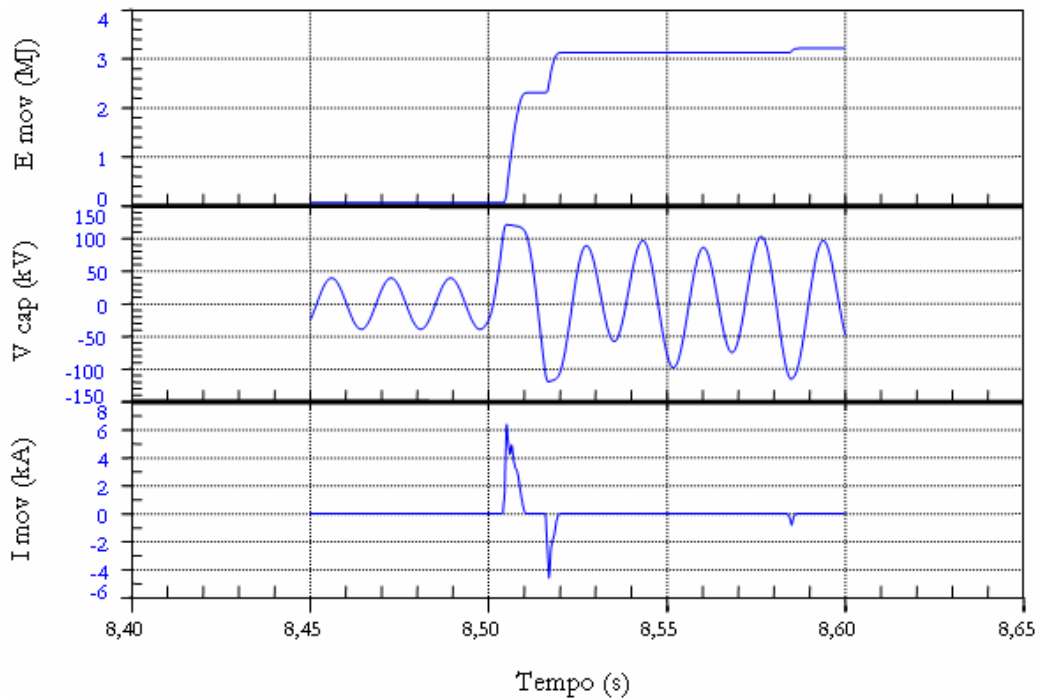


Figura 5-32: Atuação do MOV do BCS<sub>21</sub> – Falta F<sub>4</sub>



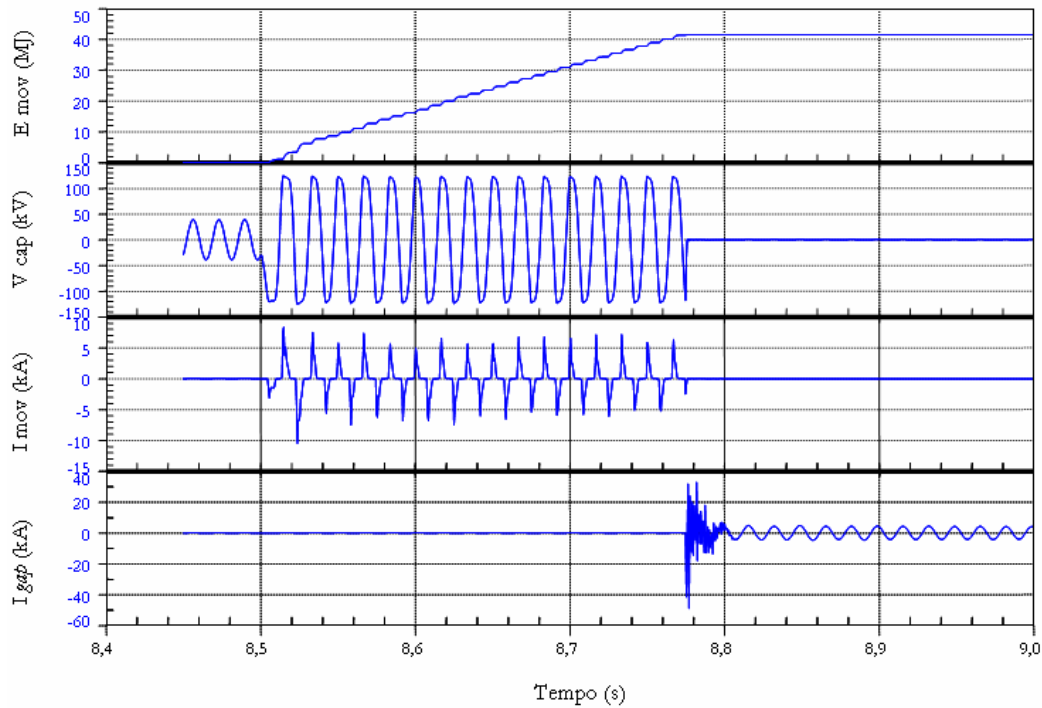


Figura 5-33: Atuação do MOV e do *gap* do BCS<sub>22</sub> – Falta F<sub>4</sub>

Para a falta F<sub>4</sub>, em função de sua posição, a contribuição que circula pelo BCS<sub>23</sub> ainda não é elevada o suficiente para a atuação do MOV. A forma de onda de tensão desse banco é mostrada na Figura 5-34.

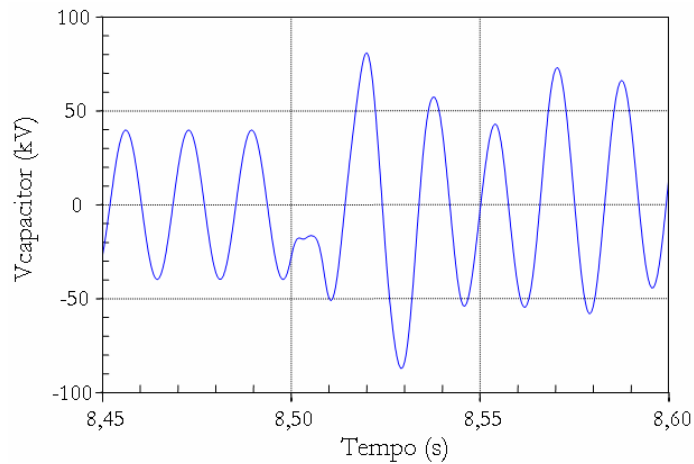
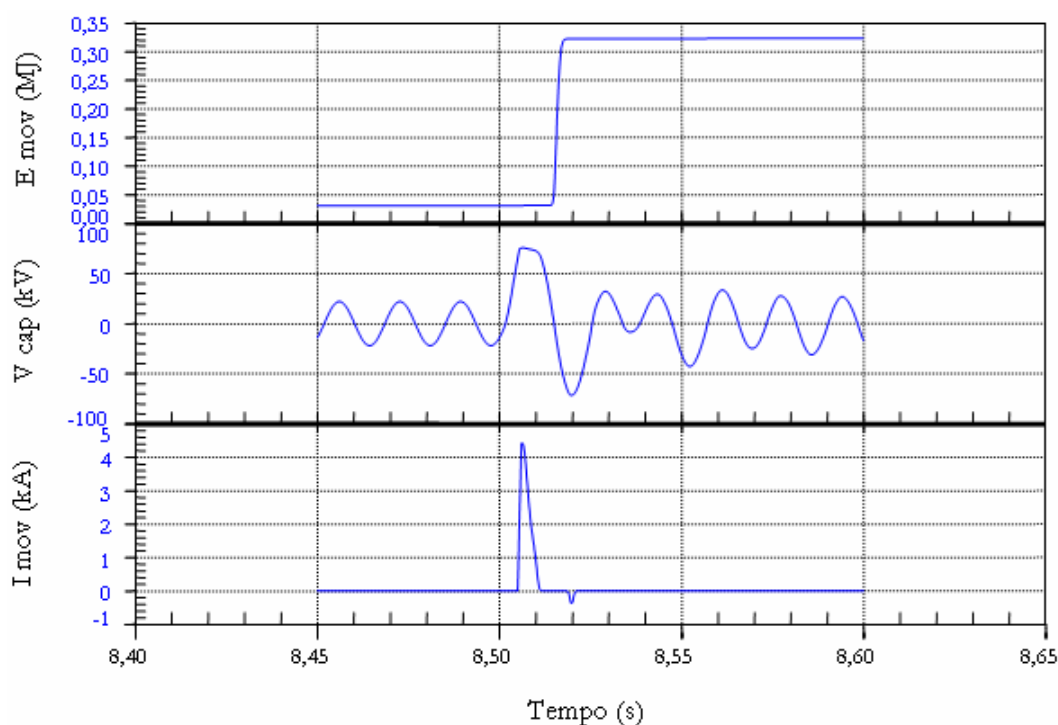


Figura 5-34: Tensão sobre o capacitor série do BCS<sub>23</sub> – Falta F<sub>4</sub>

### 5.3.1.5 Falta F<sub>5</sub>

📌 **Ponto de Aplicação:** imediatamente antes do BCS<sub>22</sub>.

O comportamento dos MOVs e *gaps* durante a falta F<sub>5</sub> guarda semelhança com aquele verificado durante a falta F<sub>4</sub>. A Figura 5-35 e a Figura 5-36 exibem as formas de onda da tensão sobre o capacitor, da corrente e da energia do MOV do TCSC<sub>21</sub> e do BCS<sub>21</sub>, respectivamente. Por ser uma falta ainda mais distante desses equipamentos que a falta F<sub>4</sub>, a condução do MOV desses compensadores é ainda menor do que aquela observada para as faltas anteriores.



**Figura 5-35: Atuação do MOV do TCSC<sub>21</sub> – Falta F<sub>5</sub>**

A atuação do *gap* do BCS<sub>22</sub> encontra-se ilustrada na Figura 5-37. Para a falta F<sub>5</sub> o *gap* do BCS<sub>22</sub> atua em um tempo mais reduzido – cerca de 120ms – do que na falta F<sub>4</sub>. Para esta condição, assim como para as anteriores, não haverá atuação dos *gaps* na prática, devido ao disparo dos relés de proteção em um instante de tempo anterior.

O BCS<sub>23</sub> repete o comportamento até então verificado para as demais faltas, isto é, sem atuação de MOV ou *gap*, conforme exibido na Figura 5-38.

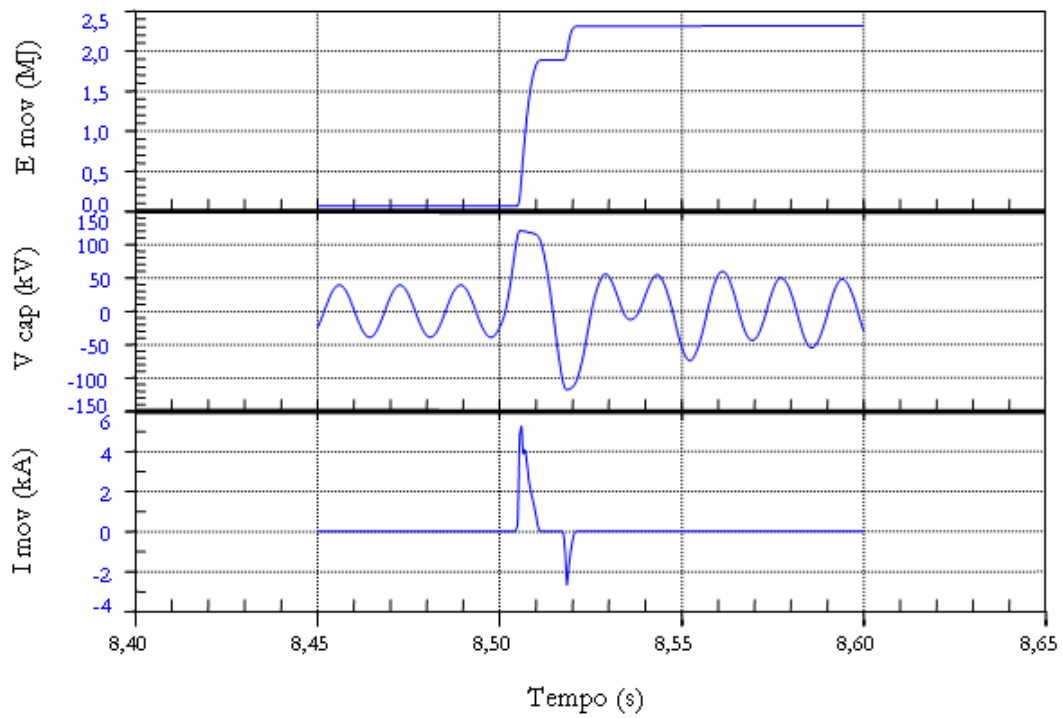


Figura 5-36: Atuação do MOV do BCS<sub>21</sub> – Falta F<sub>5</sub>

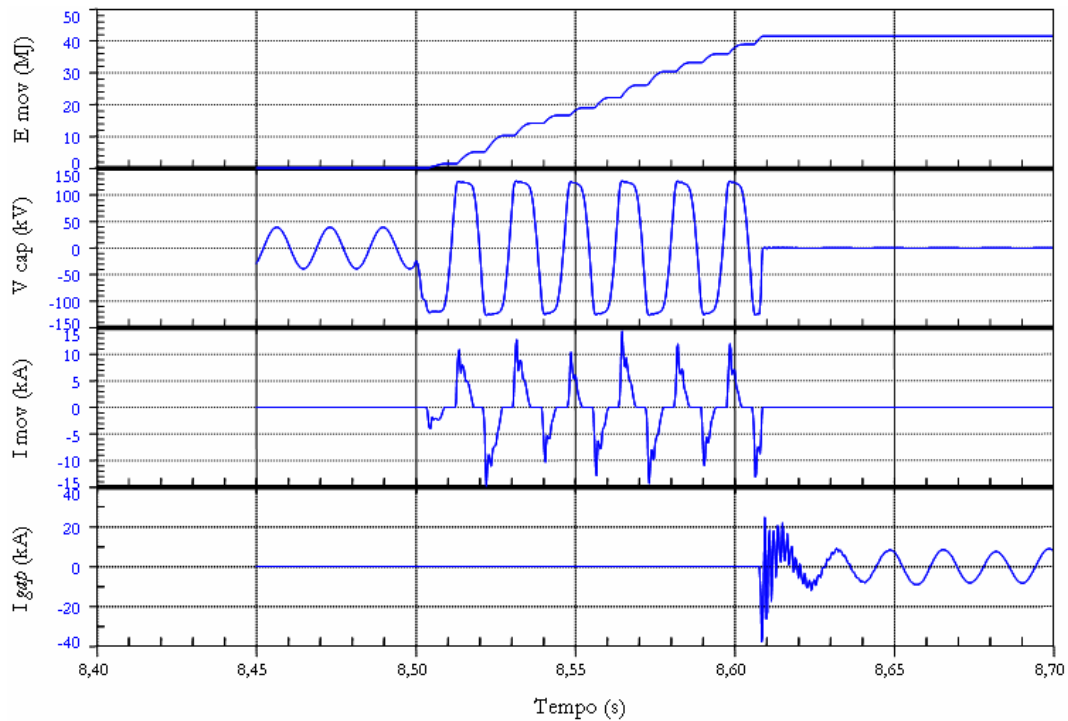


Figura 5-37: Atuação do MOV e do *gap* do BCS<sub>22</sub> – Falta F<sub>5</sub>

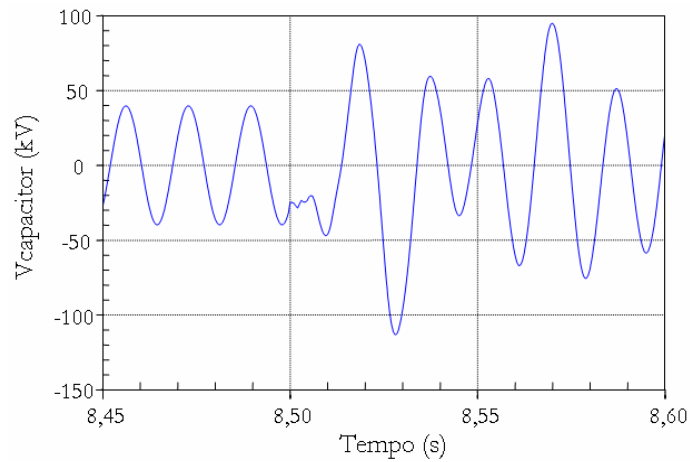


Figura 5-38: Tensão sobre o capacitor série do BCS<sub>23</sub> – Falta F<sub>5</sub>

### 5.3.1.6 Falta F<sub>6</sub>

📍 **Ponto de Aplicação:** Barra da Subestação Colinas.

Para esta falta, há registro de atuação dos MOVs de todos os bancos em análise e nenhuma atuação de *gap*, visto que nenhum nível protetivo foi ultrapassado. A Figura 5-39, a Figura 5-40, Figura 5-41 e a Figura 5-42 demonstram a situação citada.

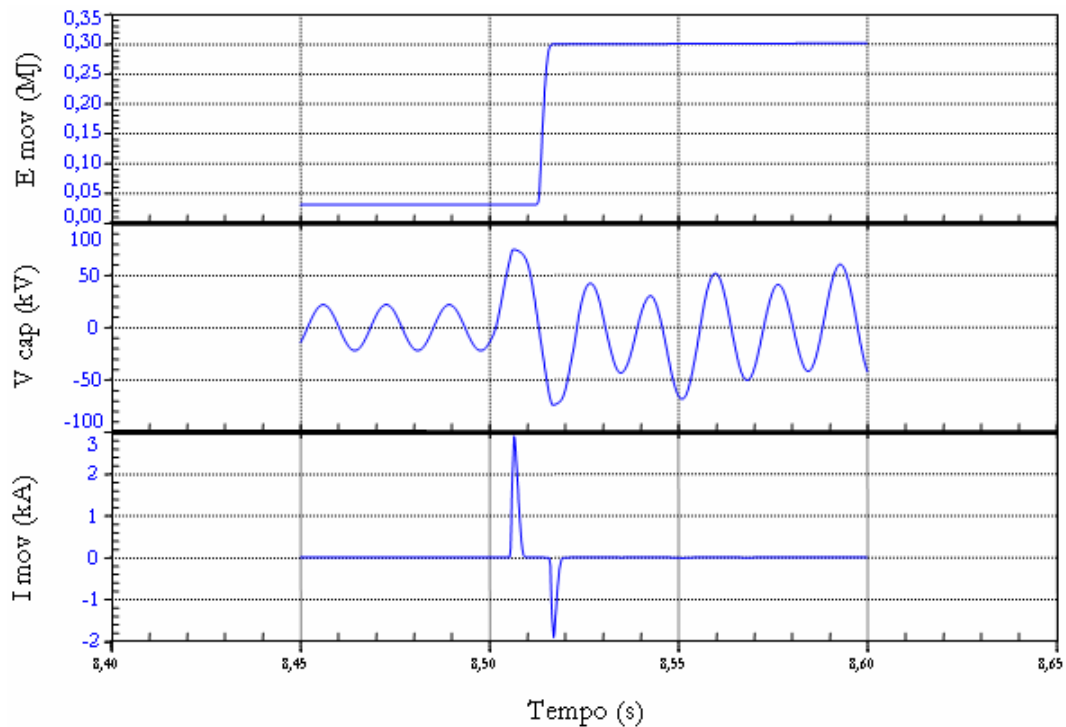


Figura 5-39: Atuação do MOV do TCSC<sub>21</sub> – Falta F<sub>6</sub>

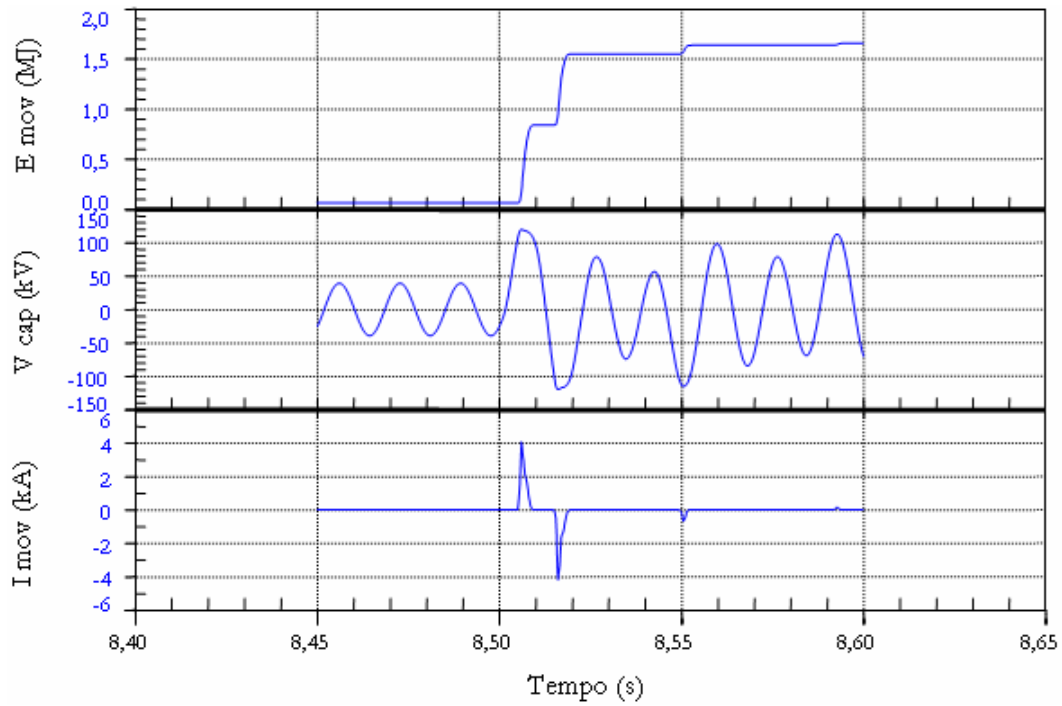


Figura 5-40: Atuação do MOV do BCS<sub>21</sub> – Falta F<sub>6</sub>

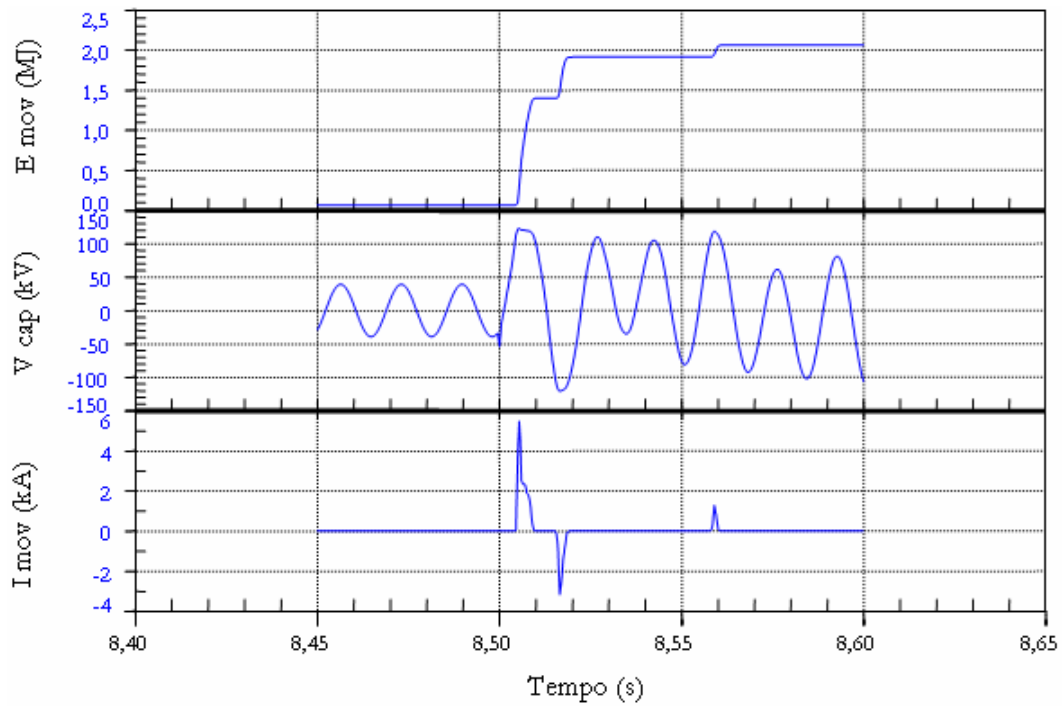


Figura 5-41: Atuação do MOV do BCS<sub>22</sub> – Falta F<sub>6</sub>

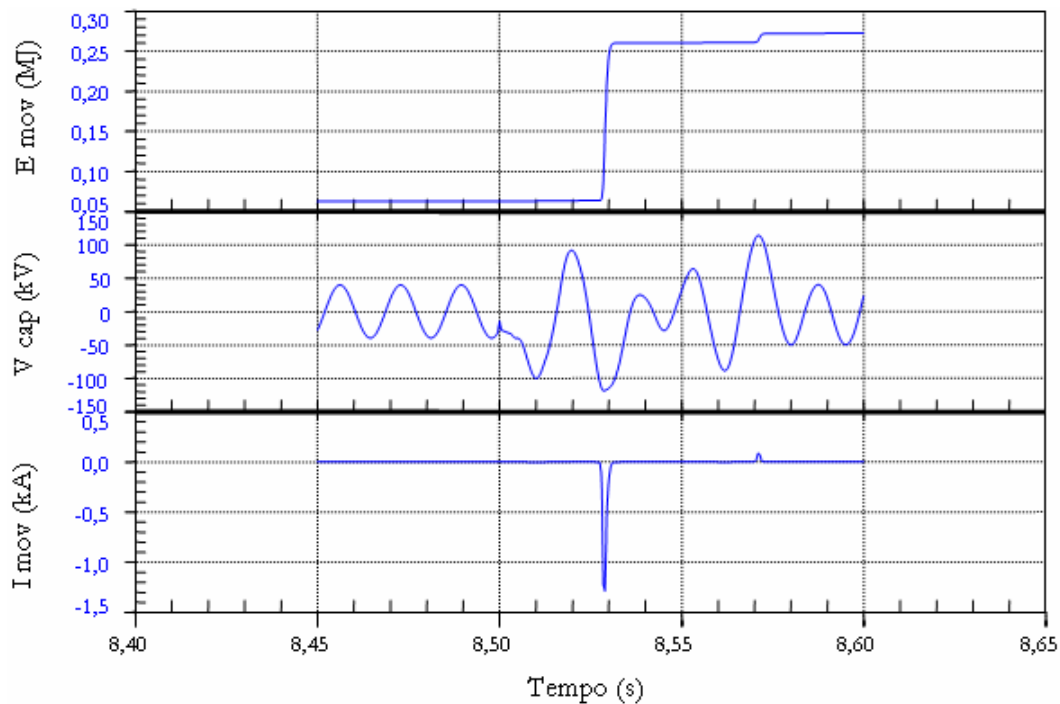



Figura 5-42: Atuação do MOV do BCS<sub>23</sub> – Falta F<sub>6</sub>

### 5.3.1.7 Falta F<sub>7</sub>

 **Ponto de Aplicação:** imediatamente após o BCS<sub>23</sub>.

A posição da falta F<sub>7</sub> faz com que a maior parte das contribuições para esta falta circule pelo BCS<sub>23</sub>. Com efeito, as condições para a atuação do *gap* do referido banco são criadas.

Quanto aos bancos TCSC<sub>21</sub>, BCS<sub>21</sub> e BCS<sub>22</sub>, a Figura 5-43, a Figura 5-44 e a Figura 5-45 apresentam, respectivamente, a atuação dos MOVs a eles relacionados.

Cumprе ressaltar que o tempo necessário para a atuação do *gap* do BCS<sub>23</sub>, observado na Figura 5-46 – cerca de 90ms – é superior ao tempo esperado para a tomada de decisão de disparo do relé de distância. Portanto, esta atuação de *gap* também não é prevista ao se considerar a atuação do sistema de proteção da linha de transmissão.

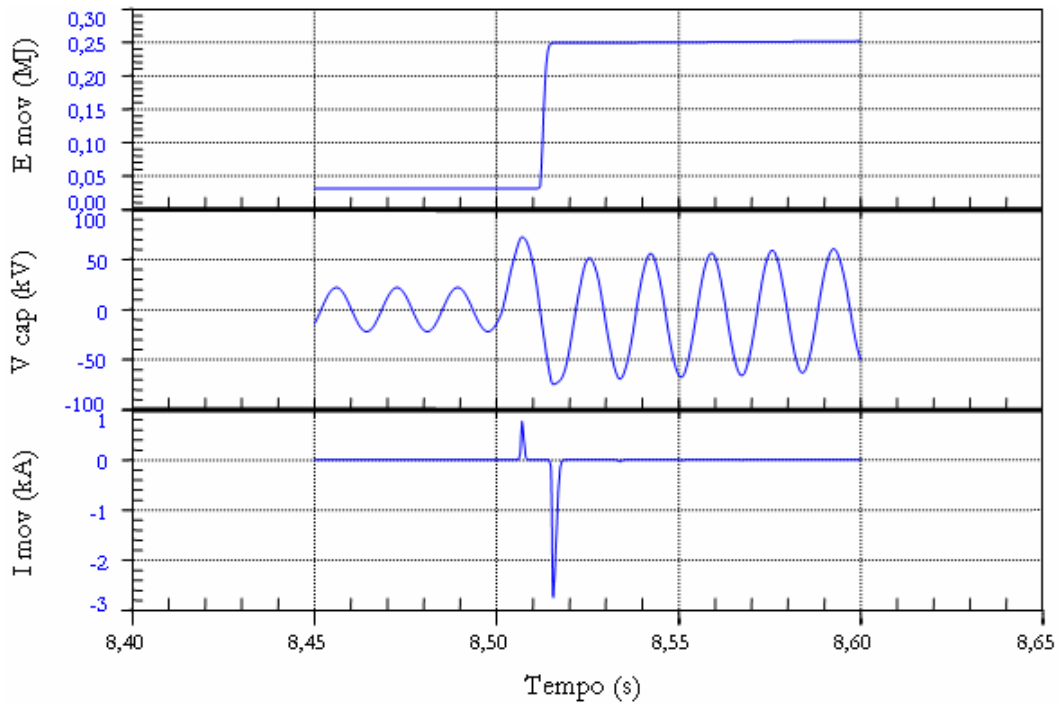


Figura 5-43: Atuação do MOV do TCSC<sub>21</sub> – Falta F<sub>7</sub>

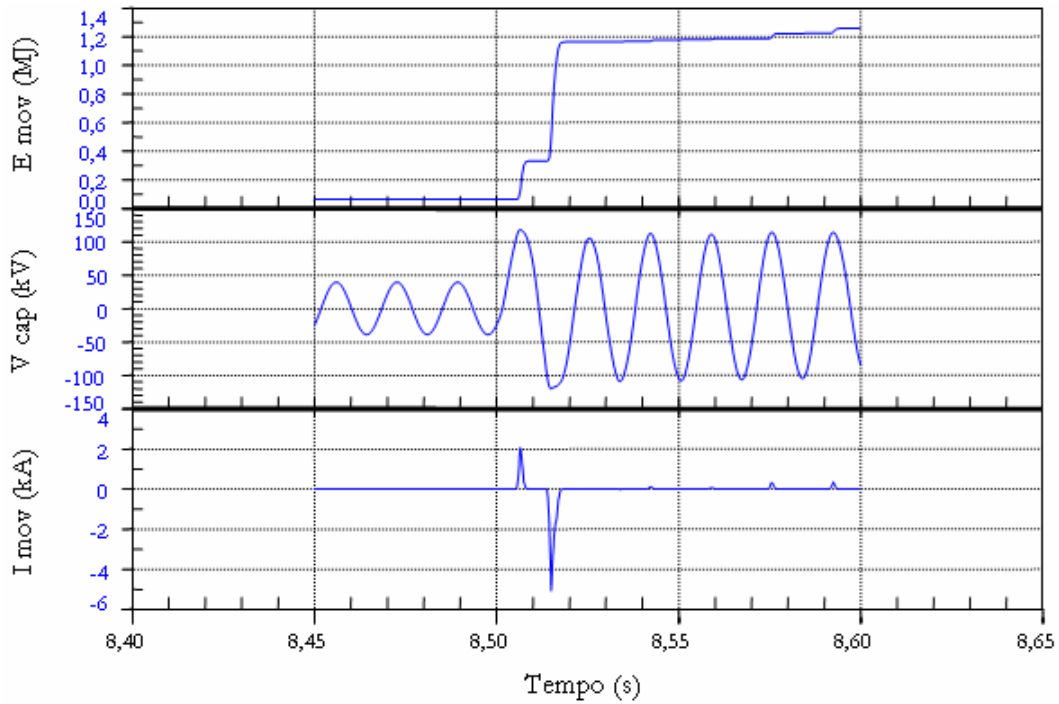


Figura 5-44: Atuação do MOV do BCS<sub>21</sub> – Falta F<sub>7</sub>

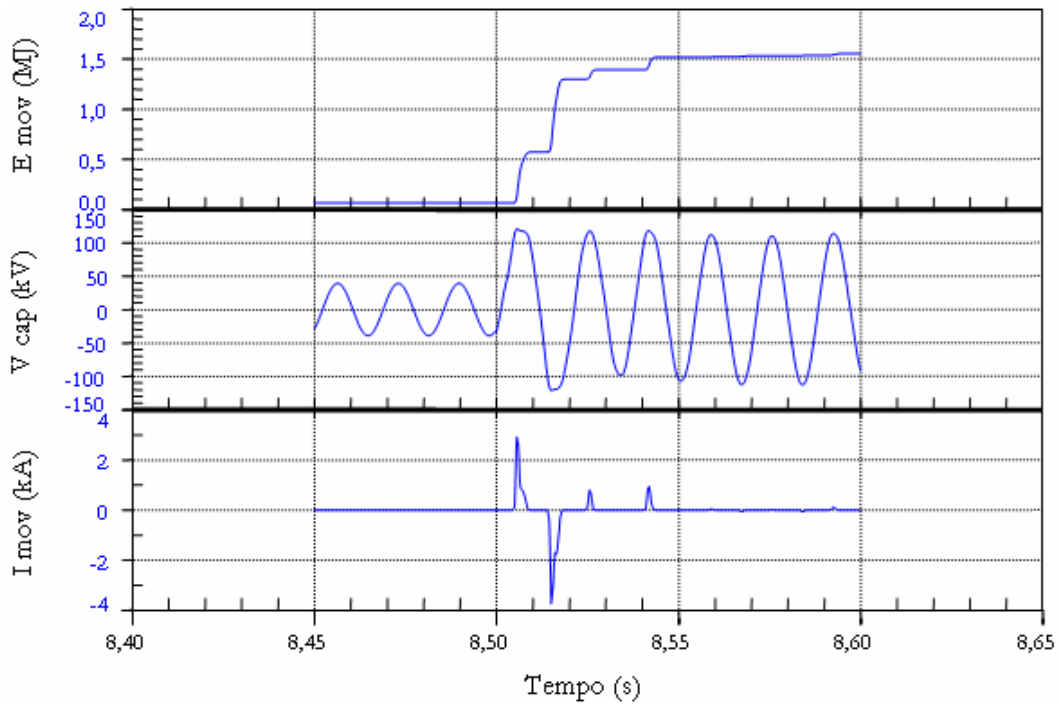


Figura 5-45: Atuação do MOV do BCS<sub>22</sub> – Falta F<sub>7</sub>

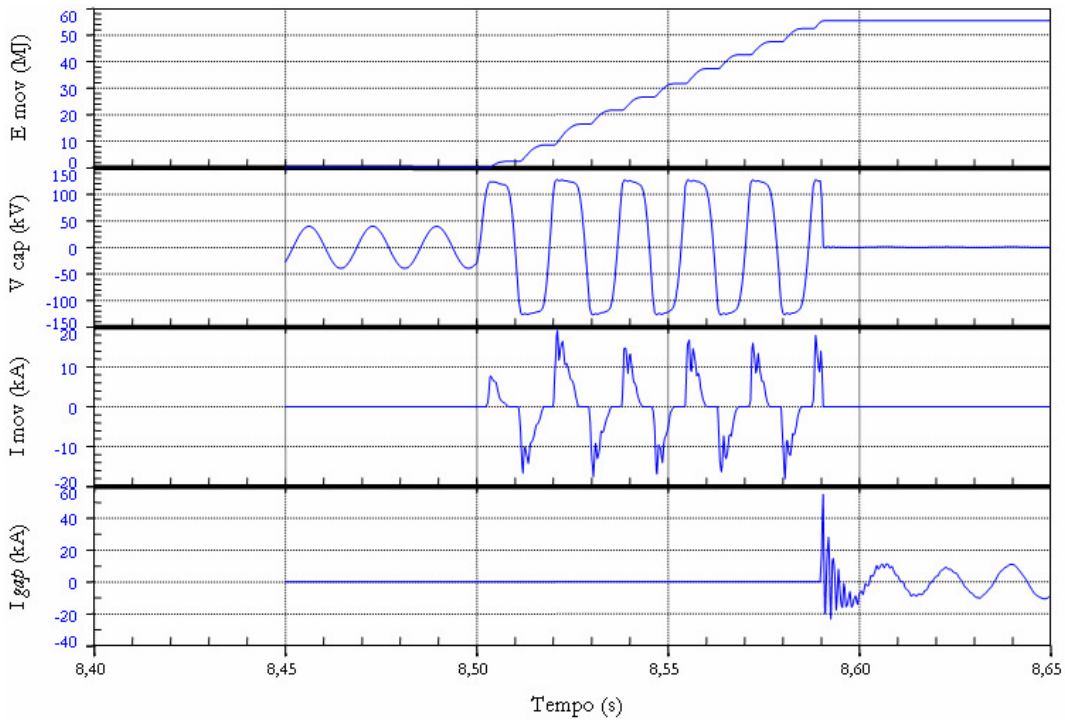


Figura 5-46: Atuação do MOV e do *gap* do BCS<sub>23</sub> – Falta F<sub>7</sub>



### 5.3.2 Análise da Atuação do Relé de Distância

Esta seção se propõe a avaliar o desempenho do relé de distância frente a transitórios harmônicos, à atuação dos MOVs e *gaps* e à variação dinâmica da reatância do TCSC. A seção 5.3.2.1 trata da influência dos transitórios harmônicos, enquanto que a seção 5.3.2.2 examina variação de alcance do relé frente à atuação dos MOVs e dos *gaps*. Finalmente, o impacto da dinâmica do controle do TCSC é discutida na seção 5.3.2.3.

#### 5.3.2.1 Transitórios Subharmônicos

De acordo com a seção 4.1.1, a presença de capacitores série em um sistema de transmissão implica no surgimento de transitórios subharmônicos, excitados durante condições de falta.

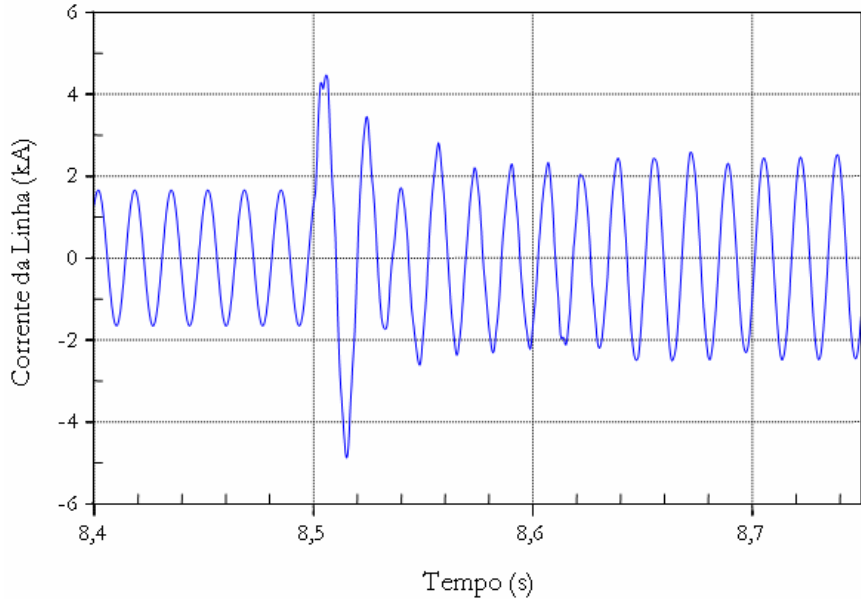
Para a verificação da existência dos transitórios subharmônicos e da sua influência sobre a trajetória no plano R-X da impedância “vista” pelo relé, uma falta trifásica-terra é aplicada imediatamente antes do BCS<sub>22</sub>. Inicialmente são considerados em serviço todos os bancos séries que compõem a Interligação Norte-Nordeste. A Figura 5-47 apresenta a corrente de falta na fase A para esta condição. Nota-se, na referida figura, que há um batimento em baixa frequência na forma de onda da corrente, logo após a ocorrência da falta.

Em seguida, todos os bancos série da Interligação são colocados fora de serviço. O resultado é mostrado na Figura 5-48. Observa-se apenas um transitório com decaimento que é função de uma componente DC.

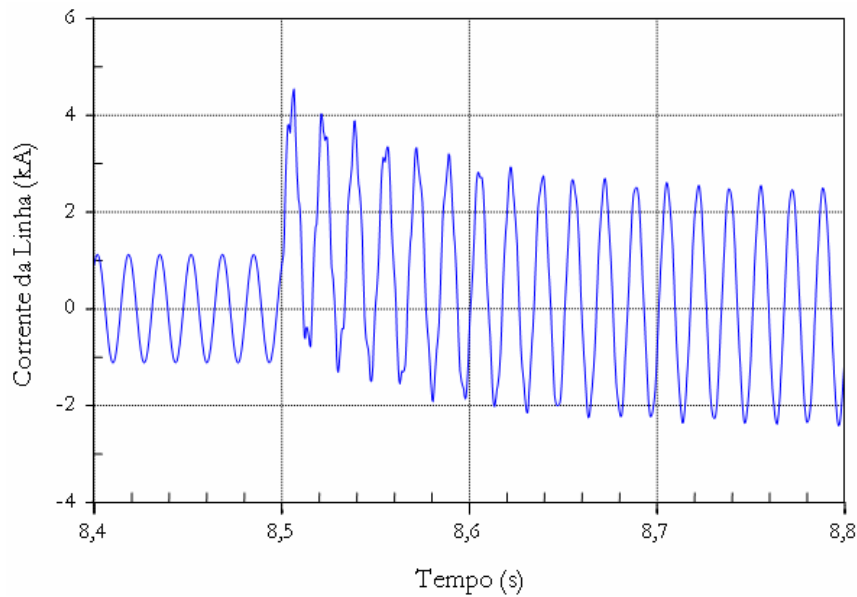
A trajetória da impedância “vista” pelo relé, cuja informação de tensão encontra-se imediatamente após o BCS<sub>21</sub> (no lado da linha), pode ser visualizada na Figura 5-49 e na Figura 5-50, para os casos em que os bancos se encontram em serviço e fora de serviço, respectivamente.

Ao se considerar os bancos série em serviço, a impedância traça um percurso em espiral, o que não é configurado para o caso em que os bancos se encontram sob *bypass*. Esta trajetória espiral pode fazer com que a zona de subalcance do relé de distância opere indevidamente. Caso a referida zona esteja ajustada em 80% da

impedância longitudinal da linha protegida, o relé fica no limiar de operação, mas não atua. Por outro lado, considerando os bancos série em serviço, o relé passa a atuar indevidamente por sobrealcance transitório, conforme mostra a Figura 5-51. Com efeito, deve-se calcular um novo ajuste, visando evitar a influência dos transitórios subharmônicos.



**Figura 5-47: Corrente da Linha de Transmissão, considerando todos os bancos série da Interligação em serviço – Falta aplicada imediatamente antes do BCS<sub>22</sub>**



**Figura 5-48: Corrente da Linha de Transmissão, considerando todos os bancos série da Interligação fora de serviço – Falta aplicada imediatamente antes do BCS<sub>22</sub>**

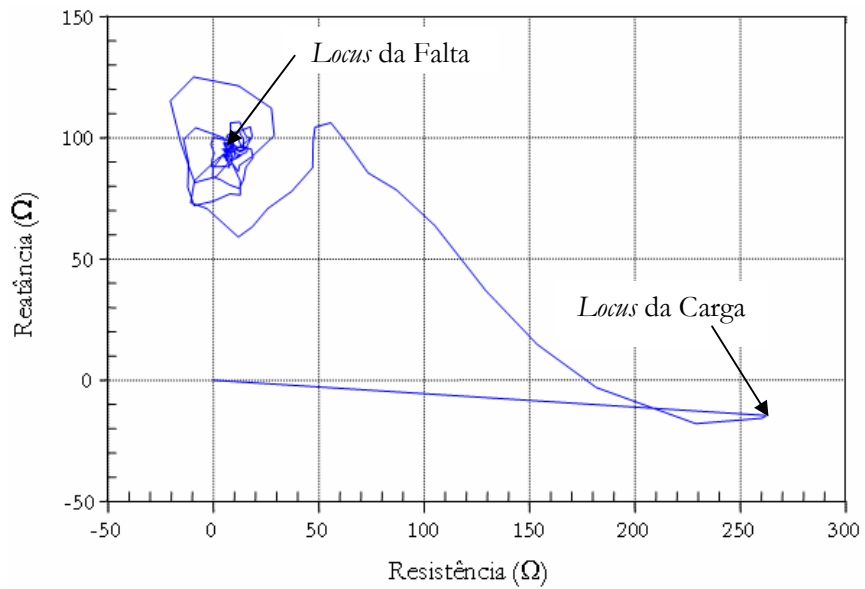


Figura 5-49: Trajetória da Impedância “Vista” pelo Relé de Distância, considerando todos os bancos série da Interligação em serviço – Falta aplicada imediatamente antes do BCS<sub>22</sub>

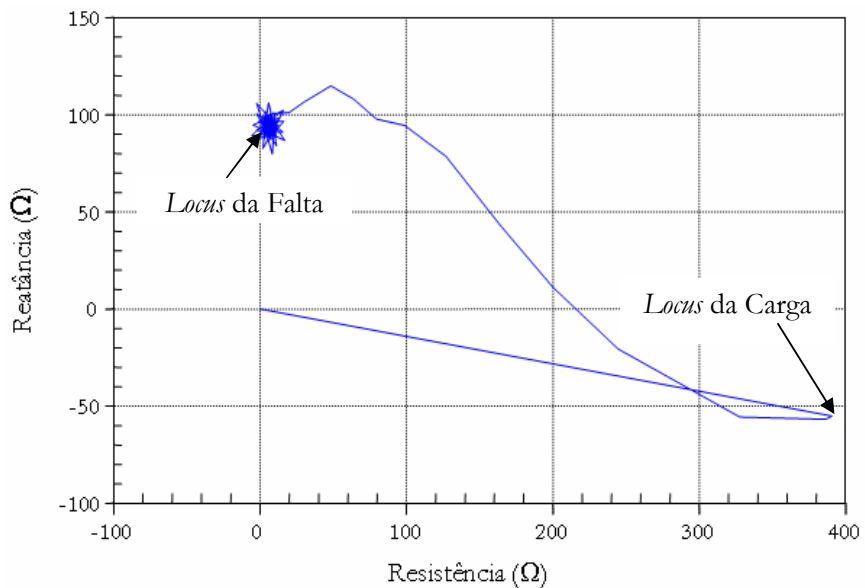
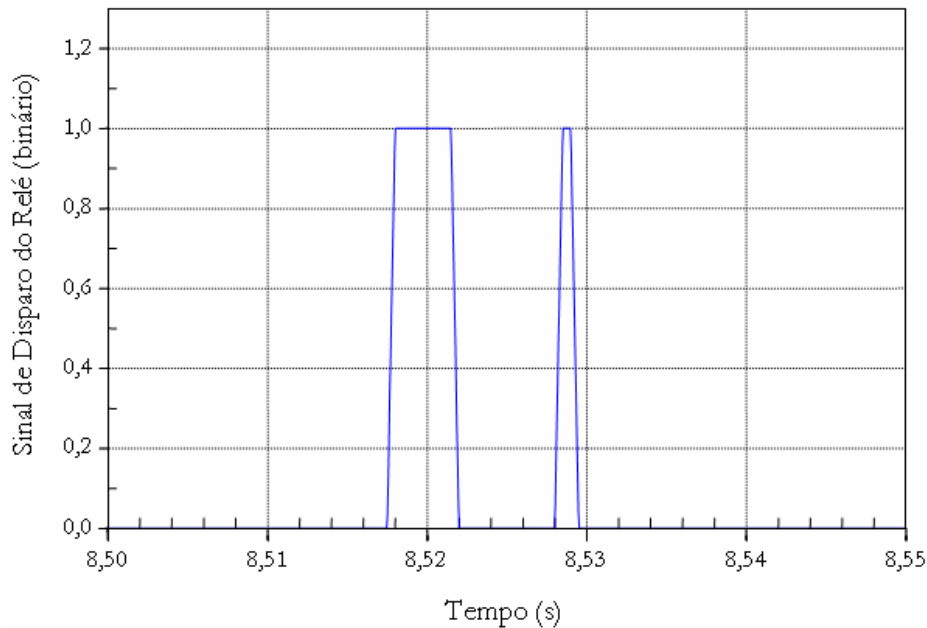


Figura 5-50: Trajetória da Impedância “Vista” pelo Relé de Distância, considerando todos os bancos série da Interligação fora de serviço – Falta aplicada imediatamente antes do BCS<sub>22</sub>



**Figura 5-51: Sinal de disparo (*TRIP*) do Relé de Distância, considerando todos os bancos série da Interligação em serviço e um ajuste de 80% da impedância longitudinal da linha protegida – Falta aplicada imediatamente antes do BCS<sub>22</sub>**

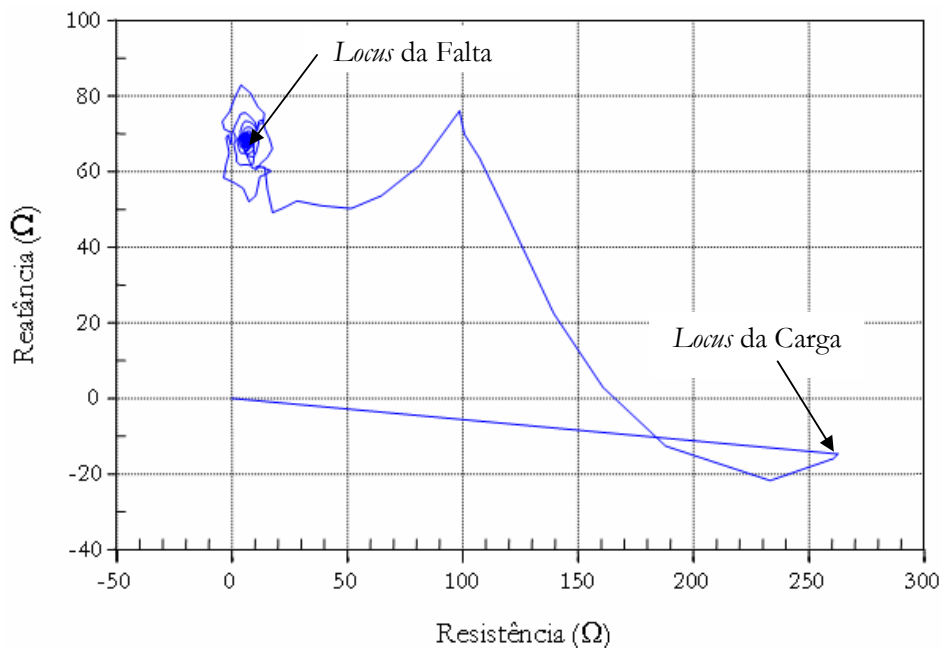
### 5.3.2.2 Alteração de Alcance do Relé em função da Atuação do MOV e do *Gap*

Conforme discutido na seção 4.2.2.3(ii), a atuação do MOV e do *gap* influenciam o valor da impedância “vista” pelo relé de distância. Quando da atuação do *gap* em uma falta em que o compensador série se encontra no laço de falta, a linha de transmissão se comporta como uma linha não compensada para o relé de distância, desde que o *gap* atue antes do relé tomar sua decisão de disparo. Se a atuação do *gap* não é observada antes da decisão do relé, pode-se verificar ou não a condução do MOV. Caso ocorra a condução, dar-se-á a associação MOV-Capacitor. Quanto maior a corrente de falta, menor será o componente capacitivo dessa associação. Para correntes muito baixas, portanto, o componente capacitivo dessa associação terá valor próximo da própria reatância do capacitor série.

Na seção 5.3.1.6, verificou-se que para uma falta aplicada na Barra da Subestação Colinas não há atuação do *gap* do BCS<sub>22</sub>. Com efeito, o equivalente MOV-Capacitor do BCS<sub>22</sub> fará com que a reatância série da linha Imperatriz-Colinas seja reduzida. Conseqüentemente, o relé perceberá uma falta na Subestação Colinas em um

ponto mais próximo. Tal ponto deve estar a uma distância da Subestação Colinas equivalente ou inferior a 28% do comprimento da linha protegida, tendo em vista que o grau de compensação do BCS<sub>22</sub> corresponde a 28%.

A Figura 5-52 exibe a impedância “vista” pelo relé, cuja informação de tensão encontra-se imediatamente após o BCS<sub>21</sub> (no lado da linha), para uma falta do tipo trifásica-terra aplicada na Barra da Subestação Colinas. A comparação entre os resultados ilustrados na Figura 5-49 e na Figura 5-52 comprova que a presença do compensador série no laço de falta faz com que o relé de distância sobrealcance.

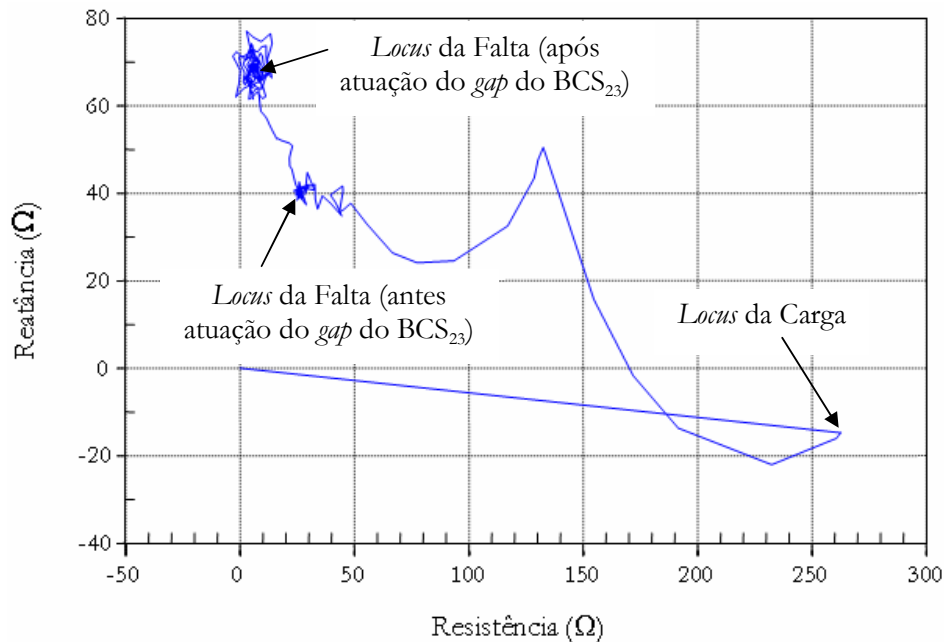


**Figura 5-52: Trajetória da Impedância “Vista” pelo Relé de Distância, considerando todos os bancos série da Interligação em serviço – Falta aplicada na Barra da Subestação Colinas.**

Portanto, para uma falta na Barra da Subestação Colinas, o cálculo do ajuste do relé de distância deve considerar, além do transitório subharmônico, a influência da redução da reatância série da linha de transmissão causada pela inserção do BCS<sub>22</sub> no laço de falta.

O problema do sobrealcance pode se agravar ainda mais, ao se considerar no laço de falta o BCS<sub>23</sub>. De acordo com a seção 5.3.1.7, o *gap* do BCS<sub>23</sub> atua em torno de 90ms após o instante de aplicação da falta. Certamente, em uma situação real, o relé terá tomado sua decisão de disparo antes da atuação do *gap*. Com efeito, o ajuste do relé em

análise deverá ser calculado considerando não apenas o efeito do transitório subharmônico e da presença do BCS<sub>22</sub>, mas também deverá levar em conta a presença do BCS<sub>23</sub>. Esta afirmação é corroborada pela trajetória da impedância “vista” pelo relé, para uma falta aplicada imediatamente após o BCS<sub>23</sub>, mostrada na Figura 5-53.

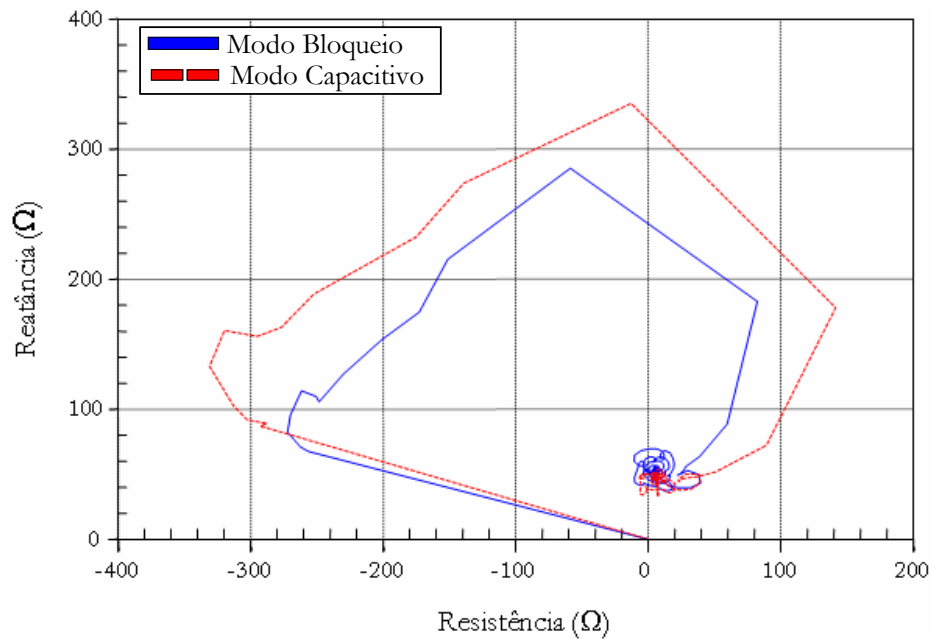


**Figura 5-53: Trajetória da Impedância “Vista” pelo Relé de Distância, considerando todos os bancos série da Interligação em serviço – Falta aplicada imediatamente após o BCS<sub>23</sub>.**

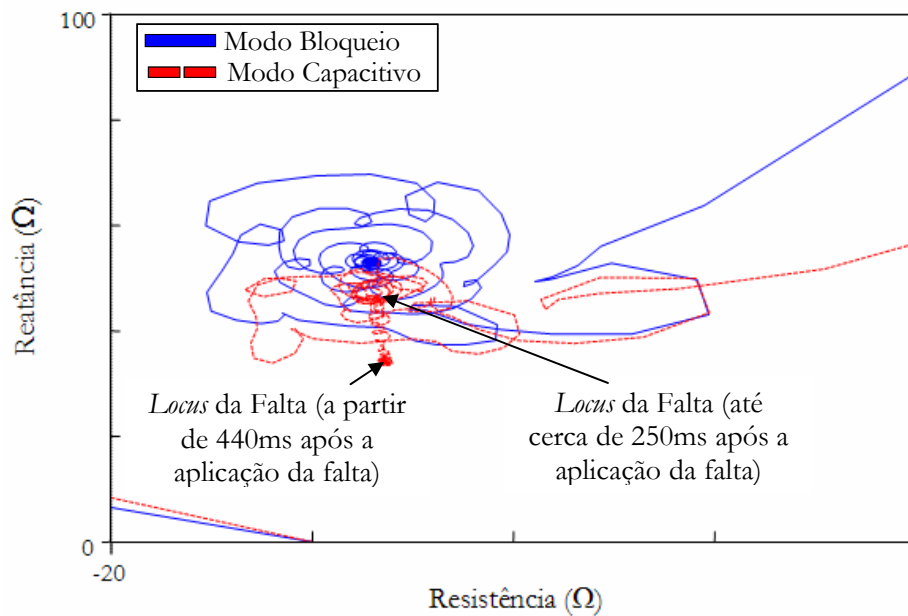
### 5.3.2.3 Impacto da Dinâmica do TCSC

Com o objetivo de confirmar as afirmações feitas na seção 4.3, foram realizadas simulações considerando o relé de distância instalado na Subestação Colinas. A informação de tensão do relé encontra-se imediatamente antes do BCS<sub>22</sub> (no lado da linha). Dois modos de operação são analisados: Bloqueio e Capacitivo.

Os resultados referentes à impedância “vista” pelo relé encontram-se exibidos na Figura 5-54 e na Figura 5-55. Esta última mostra claramente o efeito da variação da ordem de reatância, que passa a ocorrer de forma mais pronunciada cerca de 250ms após a aplicação da falta e atinge o limite (3 pu) a 440ms.



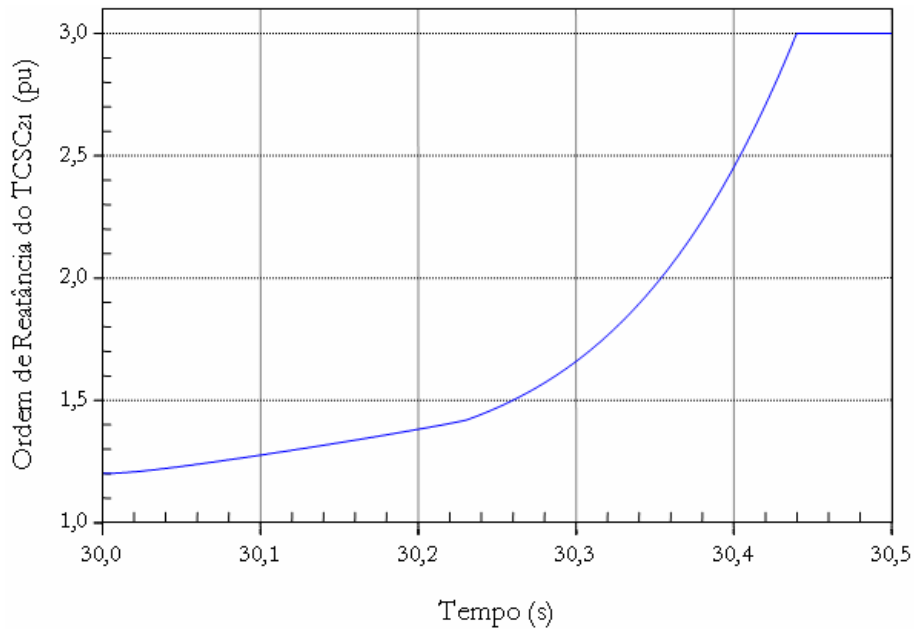
**Figura 5-54: Comparação entre as Trajetórias da Impedância “Vista” pelo Relé de Distância, considerando o TCSC operando nos modos Bloqueio e Capacitivo – Falta aplicada na Barra da Subestação Imperatriz.**



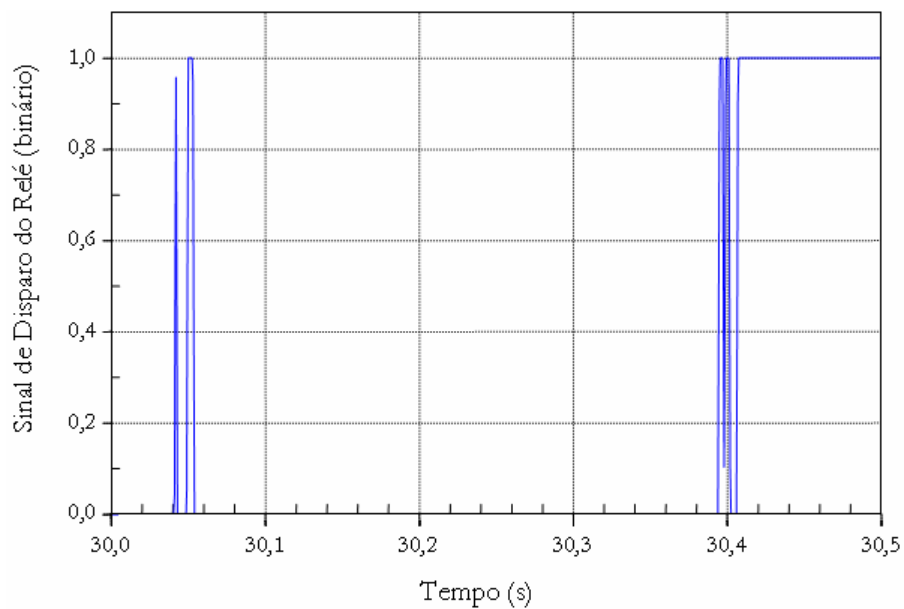
**Figura 5-55: Zoom da Comparação entre as Trajetórias da Impedância “Vista” pelo Relé de Distância, considerando o TCSC operando nos modos Bloqueio e Capacitivo – Falta aplicada na Barra da Subestação Imperatriz.**

A Figura 5 57 apresenta a variação da ordem de reatância do TCSC<sub>21</sub> com o

tempo, enquanto que a Figura 5-57 mostra o comportamento do sinal de disparo da unidade de sobrealcance do relé de distância.



**Figura 5-56: Ordem de Reatância do TCSC<sub>21</sub> – Falta aplicada na Barra da Subestação Imperatriz.**



**Figura 5-57: Sinal de disparo (*TRIP*) do Relé de Distância, considerando um ajuste de 40% da impedância longitudinal da linha protegida – Falta aplicada na Barra da Subestação Imperatriz.**



## 5.4 Análise dos Resultados

Na seção 5.3.1, pode-se observar que em nenhuma das 7 faltas ocorreria a atuação do *gap*, considerando a atuação do relé de proteção na ordem de 1 a 2 ciclos. Estatisticamente, o tempo médio da eliminação das faltas nas linhas da Interligação Norte-Sudeste é de 70 ms. O referido intervalo de tempo inclui a atuação do disjuntor, que em geral se dá a partir de 2 ciclos após o disparo do relé.

A presença de capacitores série em um sistema de transmissão de fato implica na excitação de modos de oscilação de baixa frequência durante condições de falta. Este fato foi verificado na seção 5.3.2.1. Além disso, nesta mesma seção, foi possível observar os efeitos dos transitórios subharmônicos sobre a trajetória da impedância “vista” pelo relé, tornando-a não linear no transcorrer do tempo. Como consequência desse efeito, o sobrealcance transitório da unidade de subalcance foi constatado.

A variação do alcance do relé de distância em função da atuação do MOV e/ou *gap* também foi apreciada nas simulações computacionais, mais especificamente na seção 5.3.2.2. Percebe-se claramente na referida seção que, no caso da não atuação do *gap* de um compensador série incluso no laço de falta, o relé de distância localiza a falta em um ponto mais próximo do que o correto. Esta situação se agrava quando o compensador da linha adjacente é, também, contemplado no laço de falta e seu *gap* igualmente não atua.

Concluindo as simulações, a dinâmica do controle do TCSC foi abordada. Na seção 5.3.2.3, verificou-se dois aspectos importantes. A condição inicial do TCSC e a variação dinâmica da ordem de reatância podem afetar a atuação do relé de distância de forma significativa. Caso o TCSC se encontre no laço de falta e operando no modo Capacitivo antes da falta, haverá um sobrealcance maior do que aquele verificado na condição inicial de operação (modo Bloqueio). Este sobrealcance é diretamente proporcional à ordem de reatância determinada para o modo Capacitivo. Finalmente, se a dinâmica da ordem de reatância for muito rápida, a probabilidade de sobrealcance do relé aumenta expressivamente.

## CAPÍTULO 6

### CONCLUSÕES E ESTUDOS FUTUROS

---

---

A utilização da compensação série apresenta diversas vantagens, tais como aumento da capacidade de transferência de potência e da margem de estabilidade eletromecânica, melhor regulação de tensão, redução de perdas e amortecimento de oscilações eletromecânicas entre áreas. Por outro lado, a compensação pode impactar o desempenho do relé de distância, ao dar origem a problemas como as inversões de corrente e de tensão, os transitórios subharmônicos, as variações no alcance da primeira zona de atuação e o efeito da impedância de fase desbalanceada.

O nível e a forma da interferência da compensação série sobre o relé de distância dependem de determinados fatores, sobretudo, da localização dos elementos compensadores e dos TPs conectados aos relés, do grau de compensação, da localização da falta, da atuação dos equipamentos de proteção (MOV e *gap*) e da variação dinâmica da ordem de reatância do compensador, quando este último é controlável. Quanto aos referidos fatores, destacam-se algumas conclusões obtidas a partir do presente trabalho, a saber:

- Quando a compensação série de uma linha de transmissão se encontra no laço de falta do relé de distância da linha adjacente, o desempenho do referido relé é menos afetado para uma compensação instalada no centro da linha, tendo em vista que, neste caso, obrigatoriamente ao menos metade da reatância longitudinal da linha também estará incluída no laço de falta;
- A inversão de corrente pode ser evitada na fase de planejamento do sistema, calculando-se um grau de compensação adequado;
- Os efeitos da inversão de tensão podem ser minimizados ao se instalar o TP no lado da linha. Neste caso, a inversão de tensão se dará apenas se houver inversão de corrente;

- Durante uma falta, a atuação do MOV e do *gap*, a transição entre modos de operação e a rápida dinâmica do TCSC podem afetar de forma significativa a impedância “vista” pelo relé de distância;
- Os transitórios subharmônicos, devido à presença da compensação série, de fato alteram a trajetória da impedância “vista” pelo relé e podem fazê-lo sobrealcançar e atuar indevidamente;
- O ajuste da zona de subalcançe do relé de distância deve ser reduzido o suficiente para que atuações indevidas em função de sobrealcançe (transitório subharmônico, não atuação do MOV e/ou do *gap* e dinâmica do TCSC) sejam evitadas.

Uma contribuição importante deste trabalho diz respeito ao modelo digital do relé de distância polarizado. O programa de simulação utilizado (PSCAD) dispõe apenas de características estáticas. Foi necessário, portanto, a modelagem de uma característica variável, uma vez que os modelos dos relés instalados na Interligação Norte-Sudeste foram projetados com características variáveis. Para a complementação do presente trabalho, sugere-se a seguinte lista de tópicos:

- Análise teórica e computacional do impacto da compensação série sobre todas as proteções que constituem o sistema de proteção de uma linha compensada ou linha adjacente, considerando todos os tipos de falta e o efeito da resistência de falta;
- Desenvolvimento de um modelo digital mais elaborado do relé de distância, visando uma filtragem de sinais mais adequada e a implementação da unidade de sobrealcançe;
- Abordagem sobre aspectos de discriminação da direcionalidade do relé de distância, relacionados a fenômenos como inversões de corrente e tensão, com base em simulações computacionais;
- Análise computacional mais abrangente do impacto da variação dinâmica da ordem de reatância do TCSC no desempenho das proteções da linha compensada.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

---

- [1] Kindermann, G., *Proteção de Sistemas Elétricos de Potência*, 1ª edição, Florianópolis, Editora do Autor, 1999;
- [2] Roberts, J., Guzman, A., Schweitzer, E. O., *Z=V/I Does Not Make a Distance Relay*, 20th Annual Western Protective Relay Conference, Spokane, WA, October 1993;
- [3] Paithankar, Y.G., *Transmission Network Protection*, New York, Marcel Dekker, Inc., 1998;
- [4] Cook, V., *Analysis of Distance Protection*, Herts (Inglaterra), Research Studies Press LTD, 1985;
- [5] Ordacgi Filho, J. M., *Proteção de Linhas de Transmissão*, Material Didático do Curso de Especialização de Proteção de Sistemas Elétricos, UFRJ, UFRJ/FURNAS/ONS, 2005;
- [6] Mello, F. P., *Proteção de Sistemas Elétricos de Potência*, 2ª edição, Eletrobrás, Edições UFSM, 1983;
- [7] Ordacgi F., J. M., Moraes, R. M., Sollero, R. B., *Efeitos de Diferentes Polarizações no Comportamento das Proteções de Distância de Linhas Compensadas por Capacitor Série*, XVIII SNPTEE, Curitiba, PR, Brasil, Outubro de 2005;
- [8] ALSTOM, *Network Protection & Automation Guide*, 2002;
- [9] Anderson, P. M., *Power System Protection*, New York, IEEE Press, 1999;
- [10] Cigré, *Protection Using Telecommunications*, Joint Working Group 34/35.11, December 2000;
- [11] Ziegler, G., *Numerical Distance Protection*, Siemens, 1999;

- [12] Paixão, R. L. D., *A Compensação Série Chaveada como Solução para o Problema de Colapso Transitório de Tensão na Interligação Norte-Nordeste*, Dissertação, UnB, Brasília, DF, Brasil, 2006;
- [13] Castro, M. S., *A Influência de Controladores FACTS na Estabilidade de Ângulo a Pequenas Perturbações de Sistemas Elétricos de Potência*, Dissertação, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP, Brasil, 2005;
- [14] Palanichamy, C., Babu, N. S., *A Visual Package for Educating Preparatory Transmission Line Series Compensation*, IEEE Transactions on Education, Vol. 48, Nº 1, February 2005;
- [15] Saia, N. K., *The Importance of Site Selection for Series Compensation*, 58<sup>th</sup> Annual Conference for Protective Relay Engineers, p. 201-210, April 2005;
- [16] ONS, *Submódulo 4.5 dos Procedimentos de Rede*;
- [17] Cardoso Jr., G., Figueiredo, E. F., *A Experiência de Furnas na Utilização de Capacitores Série – Dimensionamento, Performance Operativa e Características Principais dos Bancos de 750 kV*, Eletroevolução, p. 42-46, Setembro 1997;
- [18] Tenório, A. R. M., *Resolvendo Problemas de Ressonância Subsíncrona através do TCSC e do Dispositivo NGH – Análise de Estratégias de Controle*, XV SNTPEE, Foz do Iguaçu, Paraná, Brasil, 1999;
- [19] Tenório, A. R. M., *Comparação entre o TCSC e o Capacitor Série Convencional: O Problema da Ressonância Subsíncrona*, Eletroevolução, p. 48-53, Março 1998;
- [20] Watanabe, E.H, Barbosa, P. G., Almeida, K. C., Taranto, G. N., *Tecnologia FACTS – Tutorial*, SBA Controle & Automação, Vol. 9, Nº 1, p. 39-55, 1998;
- [21] IEEE Std 1534-2002, *IEEE Recommended Practice for Specifying Thyristor-Controlled Series Capacitors*;
- [22] Tenório, A. R. M., *A Thyristor Controlled Series Capacitor Model for Electromagnetic Transient Studies*, Dissertation, University of Manchester Institute of Science and Technology, Manchester, England, 1995;

- [23] Acha, E., Fuerte-Esquivel, C. R., Ambriz-Peres, H., Angeles-Camacho, C., *FACTS – Modelling and Simulating in Power Networks*, John Wile and Sons, 2004;
- [24] Hingorami, N.G, Gyugyi, L., *Understanding FACTS*, New York, IEEE Press, 2000;
- [25] Gama, C., Leoni, R. R., Alves, R. V., Fraga, R., Eiras, M. J., Cavalcanti, J., Ping, W., Carvalho, A. R., *Interligação Norte/Sul – Aplicação de Compensação Série Controlada a Tiristores (TCSC) para Amortecimento de Modo de Oscilação Interarea*, XIV SNTPEE, Belém, Pará, Brasil, 1997;
- [26] Song, Y.A, Johns, A.T, *Flexible ac transmission systems (FACTS)*, London, The Institution of Electrical Engineers, 1999;
- [27] Yedidi, V. K., Johnson, B. K., *Design of TCSC for Classroom and Research Applications on an Analog Model Power System*, IEEE Power Engineering Society General Meeting, June 2006;
- [28] Carvalho Filho, J. V., Gomes, D. E., Wanderley, S. S., Lopes, J. J., Fernandes, E. D., Martins, I. J., *Comissionamento de Bancos de Capacitores Série e Controlados a Tiristores*, XV SNTPEE, Foz do Iguaçu, Paraná, Brasil, 1999;
- [29] IEEE Std 824 - 2004, *IEEE Standard for Series Capacitor Banks in Power Systems*;
- [30] Gama, C., *Experiência da Eletronorte com o Dimensionamento dos Varistores dos Capacitores Série da Interligação Norte-Sudeste e Norte-Nordeste*, XV SNTPEE, Foz do Iguaçu, Paraná, Brasil, 1999;
- [31] Adolfsson, M., Einvall, C. H., Lindberg, P., Samuelsson, J., Ahlgren, L., Edlund, H., *EHV Series Capacitor Banks: A New Approach to Platform to Ground Signalling, Relay Protection and Supervision*, IEEE Transaction on Power Delivery, Vol. 4, N° 2, April 1989;
- [32] ONS, *Submódulo 2.5 dos Procedimentos de Rede*;
- [33] Gama, C., *Brazilian North-South Interconnection Control-Application and Operating Experience with a TCSC*, IEEE Summer Power Meeting, 1999;

- [34] Gama, C., Ingeström, G., *Teste de Comissionamento para Verificação do Amortecimento das Oscilações de Potência através do TCSC*, XV SNTPEE, Foz do Iguaçu, Paraná, Brasil, 1999;
- [35] Gama, C., Ångquist, L., *Damping Algorithm based on Phasor Estimation*, IEEE Power Engineering Society Winter Meeting, Vol. 3, p. 1160-1165, January 2001;
- [36] Gole, A. M., Sood, V. K., *A Static Compensator Model for use with Electromagnetic Transients Simulations Programs*, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 5, Nº 3, p. 1398-1407, July 1990;
- [37] Kaura, V., Blasko, V., *Operation of a Phase Locked Loop Systems Under Distorted Utility Conditions*, IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 33, Nº 1, p. 58-63, February 1997;
- [38] Karimi-Ghatermani, M., Iravani, M. R., *A Nonlinear Adaptive Filter for Online Signal Analysis in Power Systems: Applications*, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 17, Nº 2, p. 617-622, April 2002;
- [39] Aredes, M., Costa Junior, D. R., Rolim, L. G. B., *Analysis and Software Implementation of a Robust Synchronizing Circuit - PLL Circuit*, IEEE International Symposium on Industrial Electronics - ISIE, p. 616-622, 2003;
- [40] Wilkinson, S. B., *Series Compensated Line Protection – A Practical Evaluation*, Western Protective Relay Conference, Spokane, Washington, USA, October 1988;
- [41] Cardoso Jr., G., Dutra, R. A., Santos, L. F., *Soluções de Aplicações de sistemas de Proteção de Distância em Linhas com Compensação Série*, VIII STPC, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, Julho de 2005;
- [42] Novosel, D., Phadke, A., Saha, M. M., Lindahl, S., *Problems and Solutions for Microprocessor Protection of Series Compensated*, Developments in Power System Protection, IEE Conference Publication Nº 434, March 1997;

- [43] Ordacgi F., J. M., Moraes, R. M., Sollero, R. B., *Aspectos de Discriminação da Direcionalidade de Proteções de Linhas com Compensação Série*, VIII STPC, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, Julho de 2005;
- [44] Kasztenny, B., *Distance Protection of Series Compensated Lines – Problems and Solutions*, Western Protective Relay Conference, Spokane, Washington, USA, October 2001;
- [45] Mooney, J. B., Alexander, G. E., *Applying the SEL-321 Relay on Series-Compensated Systems*, SEL Application Guide, Vol. 1, AG2000-11, 2000;
- [46] Cheng, T. C., Ning, T. S., *The Effect of Subsynchronous Current on a Static MHO Type Distance Relay*, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-100, N° 11, p. 4562-4570, November 1981;
- [47] Cardoso Jr., G., Viotti, F. A., Ordaci Filho, J. M., Aviz, C. A., Shlemper Junior, E., Carreiro, H., Teixeira, M. B., *Proteção das Linhas de Transmissão com Compensação Série do Sistema Elétrico Brasileiro*, II STPC, Recife, PE, Brasil, Novembro de 2005;
- [48] Khederzadeh, M., Sidhu, T. S., *Impact of TCSC on the Protection of Transmission Lines*, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 21, N° 1, p. 80-87, January 2006;
- [49] Weiguo, W., Xianggen, Y., Xanzhong, Y. J., Deshu, C., *The Impact of TCSC on Distance Protection Relay*, IEEE International Conference on Power System Technology, Vol. 1, p. 382-388, August 1998;
- [50] Gomes, P., Santos, M. G., Aquino, A. F. C, Barbosa, A. B., Oliveira, V. R., *Experiência Brasileira com a Utilização de TCSC em Circuitos Paralelos*, ERIAC 2005, Paraguai, 2005;
- [51] Gomes, P., Santos, M. G., Schilling, M., T., Ferreira, L. E. S., Martins, A. C. B., Macedo, N. J. P., Silva Filho, I. J., *Interligação Norte-Sudeste: Desafios, Problemas, Soluções e Perspectivas para a Operação Elétrica Integrada Nacional*, XV SNTPEE, Foz do Iguaçu, Paraná, Brasil, 1999;



- [52] Barcelos, S. L. S. L., *Avaliação da Operação Conjunta dos TCSCs da Interligação Norte/Sul do sistema Elétrico Brasileiro*, Dissertação, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2007;
- [53] ONS, Casos de referência, Estabilidade, Transitórios Eletromecânicos, Rio de Janeiro - RJ, Brasil, 2007, [http://www.ons.org.br/avaliacao\\_condicao/casos\\_eletromecanicos.aspx](http://www.ons.org.br/avaliacao_condicao/casos_eletromecanicos.aspx), 21/08/2006;
- [54] ONS, Casos de referência, Sistemas de Proteção e Controle, Estudos de Curto-Circuito, Rio de Janeiro - RJ, Brasil, 2007, [http://www.ons.org.br/operacao/estudos\\_curto\\_circuito.aspx](http://www.ons.org.br/operacao/estudos_curto_circuito.aspx), 21/08/2006;
- [55] Stevenson Jr., W. D., Grainger, J. J., *Power System Analysis*, McGraw-Hill, Inc., USA, 1994.