

UNIVERSIDADE FEDERAL DE CAMPINA GRANDE
CENTRO DE ENGENHARIA ELÉTRICA E INFORMÁTICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

Dissertação de Mestrado

Influência da Suportabilidade Dielétrica de Disjuntores em Manobras Controladas de Linhas de Transmissão

Daphne De La Torre Barros

Campina Grande – Paraíba – Brasil
© Daphne De La Torre Barros, julho de 2013.

Daphne De La Torre Barros

**Influência da Suportabilidade Dielétrica de
Disjuntores em Manobras Controladas de Linhas de
Transmissão**

*Dissertação de mestrado apresentada à Coordenação do
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da
Universidade Federal de Campina Grande, em cumprimento
às exigências para obtenção do Grau de Mestre em Ciências
no Domínio da Engenharia Elétrica.*

Área de Concentração: Processamento da Energia

Washington Luiz Araújo Neves, Ph.D.

Orientador

Damásio Fernandes Júnior, D.Sc.

Orientador

Campina Grande – Paraíba – Brasil

Julho de 2013.

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA BIBLIOTECA CENTRAL DA UFCG

B277i

Barros, Daphne De La Torre.

Influência da suportabilidade dielétrica de disjuntores em manobras controladas de linhas de transmissão / Daphne De La Torre Barros. – Campina Grande, 2013.

68 f. : il. color.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) - Universidade Federal de Campina Grande, Centro de Engenharia Elétrica e Informática, 2013.

"Orientação: Prof. Ph.D. Washington Luiz Araújo Neves, Prof. D.Sc. Damásio Fernandes Júnior".

Referências.

1. Chaveamento Controlado. 2. Sobretensões de Manobra. 3. Suportabilidade Dielétrica. 4. Arco Elétrico. I. Neves, Washington Luiz Araújo. II. Fernandes Júnior, Damásio. III. Título.

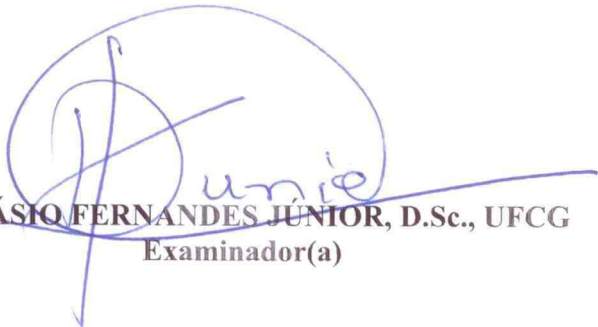
CDU 621.3.062(043)

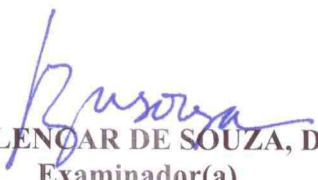
**"INFLUÊNCIA DA SUPORTABILIDADE DIELÉTRICA DE DISJUNTORES EM
MANOBRAS CONTROLADAS DE LINHAS DE TRANSMISSÃO"**

DAPHNE DE LA TORRE BARROS

DISSERTAÇÃO APROVADA EM 10/07/2013


WASHINGTON LUIZ ARAÚJO NEVES, Ph.D., UFCG
Orientador(a)


DAMÁSIO FERNANDES JÚNIOR, D.Sc., UFCG
Examinador(a)


BENEMAR ALENCAR DE SOUZA, D.Sc., UFCG
Examinador(a)


WELLINGTON SANTOS MOTA, Ph.D., UFCG
Examinador(a)

CAMPINA GRANDE - PB

*Dedico esse trabalho aos meus pais,
Flávio e France, e aos meus irmãos,
Kevin e Brenda.*

AGRADECIMENTOS

Agradeço aos meus pais, France e Flávio, e aos meus irmãos, Kevin e Brenda, que não somente me apoiam, me compreendem e confiam em mim, mas porque representam a minha maior fonte de inspiração.

Aos meus irmãos Lígia, Ariadne e Derek, que direta ou indiretamente me apoiaram ou me deram importantes exemplos para eu pudesse valorizar as oportunidades.

Aos professores Damásio Fernandes Júnior e Washington Neves pela orientação, parceria, amizade, e confiança que depositaram em mim e no meu trabalho desde a época da graduação.

A Karcius Dantas pelas inúmeras vezes que dedicou seu tempo em esclarecimentos, sugestões e questionamentos que foram essenciais para a realização desse trabalho.

Ao professor Edson Guedes pela disponibilidade em me ajudar e pela atenção de sempre.

A Ronimack, que se dispôs a esclarecer aspectos bastante importantes na etapa final da pesquisa.

A Yonatha, que está ao meu lado desde a graduação, uma amiga e parceira de todos os momentos, pois não compartilhamos apenas horas de estudos, mas risos, decepções, alegrias, conquistas, conselhos, conversas.

Aos meus amigos do 06.1, que foram importantes companheiros ao longo do curso de graduação, compartilhando ideias e conhecimento, além da amizade, e contribuindo de forma significativa na minha formação acadêmica e pessoal.

A José Maurício pela amizade, pelo apoio, e pelos diversos momentos que mostrou que os problemas são tão pequenos diante da grandiosidade da vida.

Ao professor Edmar Candeia por todos os ensinamentos e conselhos desde a graduação, que foram fundamentais para a minha formação.

A Tony pela compreensão, pelo apoio, pelo companheirismo e pela enorme paciência durante todo o mestrado.

Aos colegas do LARCA, que me apoiaram e acompanharam a realização desse trabalho.

A Coordenação de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica pelo suporte dado ao longo do mestrado.

Ao CNPq pelo apoio financeiro.

E a todos aqueles que, direta ou indiretamente, contribuíram com minha formação pessoal e acadêmica, fundamentais para que eu chegasse até aqui.

Daphne De La Torre Barros.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	VIII
LISTA DE TABELAS.....	X
LISTA DE SÍMBOLOS	XI
GLOSSÁRIO	XIII
RESUMO	XIV
ABSTRACT	XV
CAPÍTULO 1.....	1
INTRODUÇÃO	1
1.1 MOTIVAÇÃO	2
1.2 OBJETIVOS E CONTRIBUIÇÕES	3
1.3 ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO	4
CAPÍTULO 2.....	5
FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1 ENERGIZAÇÃO DE LINHA DE TRANSMISSÃO	6
2.2 RELIGAMENTO DE LINHA DE TRANSMISSÃO	7
2.3 PRINCÍPIOS DO CHAVEAMENTO CONTROLADO.....	11
2.3.1 <i>ESTRATÉGIA PARA MANOBRA DE ENERGIZAÇÃO</i>	12
2.3.2 <i>ESTRATÉGIA PARA MANOBRA DE RELIGAMENTO</i>	13
2.4 ARCO ELÉTRICO EM DISJUNTORES	16
2.4.1 <i>MODELOS CAIXA-PRETA</i>	20
2.5 MODELAGEM DE DISJUNTOR.....	23
CAPÍTULO 3.....	27
MÉTODO DE CHAVEAMENTO CONTROLADO	27
3.1 DESCRIÇÃO DO MÉTODO	27
3.1.1 <i>FILTRAGEM E AMOSTRAGEM</i>	27
3.1.2 <i>DETECÇÃO DE ZEROS OU POLARIDADES</i>	28
3.1.3 <i>ESTIMAÇÃO DOS SINAIS</i>	29
3.1.4 <i>CÁLCULO DOS INSTANTES ÓTIMOS</i>	30
3.1.5 <i>LÓGICA DO CONTROLADOR</i>	32
CAPÍTULO 4.....	34
MODELAGEM DA SUPORTABILIDADE DIELÉTRICA.....	34

4.1 MODELO I: RETA ASSOCIADA À TDSD.....	34
4.2 MODELO II: EQUAÇÃO DE ARCO ELÉTRICO DE MAYR.....	39
CAPÍTULO 5.....	42
RESULTADOS E ANÁLISES	42
5.1 SISTEMAS ELÉTRICOS MODELADOS	42
5.2 SIMULAÇÕES COM O MODELO I.....	46
5.3 SIMULAÇÕES COM O MODELO II	49
CAPÍTULO 6.....	53
CONCLUSÕES	53
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	56
APÊNDICE A	61

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 2.1 – SOBRETENSÃO TÍPICA DE UMA MANOBRA DE ENERGIZAÇÃO.....	7
FIGURA 2.2 – SINAL DE TENSÃO NO TERMINAL RECEPTOR DE UMA LINHA SEM COMPENSAÇÃO REATIVA EM UMA MANOBRA DE RELIGAMENTO TRIFÁSICO.	10
FIGURA 2.3 – SINAL TENSÃO NO TERMINAL RECEPTOR DE UMA LINHA COM COMPENSAÇÃO REATIVA (30%) EM UMA MANOBRA DE RELIGAMENTO TRIFÁSICO.	10
FIGURA 2.4 – ESQUEMA DA MANOBRA CONTROLADA.....	12
FIGURA 2.5 – SINAL DE REFERÊNCIA PARA UMA MANOBRA DE ENERGIZAÇÃO DE LINHA DE TRANSMISSÃO.	13
FIGURA 2.6 – SINAL DE REFERÊNCIA PARA UMA MANOBRA DE RELIGAMENTO TRIFÁSICO DE LINHA DE TRANSMISSÃO SEM COMPENSAÇÃO REATIVA: (A) CARGA RESIDUAL COM POLARIDADE NEGATIVA (B) CARGA RESIDUAL COM POLARIDADE POSITIVA.	14
FIGURA 2.7 - SINAL DE REFERÊNCIA PARA UMA MANOBRA DE RELIGAMENTO TRIFÁSICO DE LINHA DE TRANSMISSÃO COM GRAU DE COMPENSAÇÃO REATIVA DE 30%.	15
FIGURA 2.8 - SINAL DE REFERÊNCIA PARA UMA MANOBRA DE RELIGAMENTO TRIFÁSICO DE LINHA DE TRANSMISSÃO COM GRAU DE COMPENSAÇÃO REATIVA DE 70%.	15
FIGURA 3.1 – ESTIMAÇÃO DO SINAL DE REFERÊNCIA.	30
FIGURA 3.2 – DETERMINAÇÃO DOS INSTANTES ÓTIMOS EM UMA MANOBRA DE RELIGAMENTO DE LINHA COM COMPENSAÇÃO REATIVA EM DERIVAÇÃO.	32
FIGURA 4.1 – (A) REPRESENTAÇÃO DA CURVA DE SUPORTABILIDADE DIELÉTRICA COM INCLINAÇÃO INFINITA; (B) CURVA DA SUPORTABILIDADE DIELÉTRICA REPRESENTADA POR UMA RETA ASSOCIADA À DISPERSÃO MECÂNICA.	35
FIGURA 4.2 – REPRESENTAÇÃO DO MODELO DO DISJUNTOR PELA TDSD.	36
FIGURA 4.3 – AJUSTE DO INSTANTE ÓTIMO PARA MINIMIZAR A MÁXIMA TENSÃO DE PRÉ-ARCO.	36
FIGURA 4.4 – CURVAS DO ATRASO Δt PARA UM SISTEMA ELÉTRICO COM FREQUÊNCIA NOMINAL DE 60 HZ PARA MANOBRAS DE ENERGIZAÇÃO.....	38
FIGURA 4.5 - CURVAS DA MÁXIMA TENSÃO DE PRÉ-ARCO PARA UM SISTEMA ELÉTRICO COM FREQUÊNCIA NOMINAL DE 60 HZ PARA MANOBRAS DE ENERGIZAÇÃO.	38
FIGURA 4.6 – ESQUEMA DO MODELO DE DISJUNTOR NO ATP UTILIZANDO UM MODELO DE ARCO ELÉTRICO IMPLEMENTADO NA MODELS.	40
FIGURA 5.1 – ESQUEMA BÁSICO DO SISTEMA ELÉTRICO MODELADO.	43
FIGURA 5.2 – TRECHO DO SIN REFERENTE À AMPLIAÇÃO DA INTERLIGAÇÃO NORTE-NORDESTE.....	44
FIGURA 5.3 – GEOMETRIA DA LINHA DE 500 kV SÃO JOÃO DO PIAUÍ – MILAGRES.	45
FIGURA 5.4 – CURVAS DAS SOBRETENSÕES AO LONGO DA LT PARA DIFERENTES VALORES DE TDSD: (A) MANOBRAS DE ENERGIZAÇÃO; (B) MANOBRAS DE RELIGAMENTO TRIFÁSICO.	46
(A) (B)	47
FIGURA 5.5 – CURVAS DAS SOBRETENSÕES AO LONGO DA LT SÃO JOÃO DO PIAUÍ - MILAGRES: (A) MANOBRAS DE ENERGIZAÇÃO; (B) MANOBRAS DE RELIGAMENTO TRIFÁSICO.	47

FIGURA 5.6 – CURVAS DAS SOBRETENSÕES AO LONGO DA LT DO SISTEMA FICTÍCIO DEVIDO A MANOBRAS DE ENERGIZAÇÃO: (A) DADOS 1; (B) DADOS 2; (C) DADOS 3; (D) DADOS 4.	51
FIGURA A.1 – DIAGRAMA UNIFILAR DE UM TRECHO DO SIN REFERENTE À INTERLIGAÇÃO NORTE-NORDESTE.	61

LISTA DE TABELAS

TABELA 5.1 – MÓDULO E FASE DAS FONTES DE TENSÃO (BASE 550 kV).....	43
TABELA 5.2 – IMPEDÂNCIAS DAS FONTES.	43
TABELA 5.3 – DADOS DE SEQUÊNCIA DA LINHA DE TRANSMISSÃO.	43
TABELA 5.4 – CARACTERÍSTICA DOS PARA-RAIOS DE ZNO COM TENSÃO NOMINAL DE 420 kV.....	44
TABELA 5.5 – DADOS DOS CONDUTORES DA LT SÃO JOÃO DO PIAUÍ – MILAGRES.....	45
TABELA 5.6 – DADOS DE SEQUÊNCIA DA LT SÃO JOÃO DO PIAUÍ – MILAGRES.	45
TABELA 5.7 – MÁXIMOS VALORES DE SOBRETENSÕES OBTIDOS EM MANOBRA DE ENERGIZAÇÃO COM A TSD INFINITA E MODELO I.	48
TABELA 5.8 – CONJUNTO DE PARÂMETROS PARA O MODELO DE MAYR.....	49
TABELA 5.9 – MÁXIMOS VALORES DE SOBRETENSÕES OBTIDOS COM OS MODELOS I E II E A TSD INFINITA.	51
TABELA 5.10 – MÁXIMOS VALORES DE SOBRETENSÕES OBTIDOS COM OS MODELOS I E II COM O ATRASO. 52	
TABELA A.1 – PARÂMETROS ELÉTRICOS DAS LINHAS DE TRANSMISSÃO DE 500 kV.	62
TABELA A.2 – POTÊNCIA NOMINAL E RELAÇÃO X_0/X_1 DOS REATORES DE LINHA.	63
TABELA A.3 – REATÂNCIA DOS BANCOS DE CAPACITORES SÉRIE.	65
TABELA A.4 – CARGAS REPRESENTADAS COMO IMPEDÂNCIAS CONSTANTES – CONFIGURAÇÃO 2009.....	65
TABELA A.5 – TRANSFORMADORES: IMPEDÂNCIAS.	66
TABELA A.6 – CURVA DE SATURAÇÃO DOS TRANSFORMADORES DA SE MILAGRES.....	66
TABELA A.7 – CURVA DE SATURAÇÃO DOS TRANSFORMADORES DA SE S. J. DO PIAUÍ.....	66
TABELA A.8 – CURVA DE SATURAÇÃO DOS TRANSFORMADORES DA SE MILAGRES.....	67
TABELA A.9 – POTÊNCIA NOMINAL E RELAÇÃO X_0/X_1 DOS REATORES DE BARRA.	67
TABELA A.10 – IMPEDÂNCIAS EQUIVALENTES (CONFIGURAÇÃO 2009).....	68
TABELA A.11 – IMPEDÂNCIAS DE TRANSFERÊNCIA (CONFIGURAÇÃO 2009).....	68

LISTA DE SÍMBOLOS

Δt_m	–	Dispersão mecânica dos contatos do disjuntor.
Q_l	–	Potência reativa capacitiva da linha de transmissão.
ω	–	Frequência angular nominal do sistema.
f_{nom}	–	Frequência nominal do sistema.
V	–	Tensão nominal do sistema.
C_l	–	Capacitância equivalente da linha.
L_r	–	Indutância equivalente do reator.
Q_r	–	Potência reativa indutiva do reator.
k_c	–	Grau de compensação reativa da linha.
f_{osc}	–	Frequência de oscilação da carga residual.
g	–	Condutância instantânea do arco elétrico.
P_e	–	Potência absorvida pelo canal do arco elétrico.
P_s	–	Potência perdida pelo canal do arco elétrico.
R_{arco}	–	Resistência instantânea do arco elétrico.
i_{arco}	–	Corrente instantânea do arco elétrico.
v_{arco}	–	Tensão instantânea do arco elétrico.
Q	–	Energia armazenada no canal de plasma do arco elétrico.
D	–	Diâmetro do arco elétrico.
g_0	–	Condutividade do arco elétrico por unidade de volume.
Q_0	–	Energia armazenada pelo canal do arco por unidade de volume.
P_0	–	Perdas de potência do arco elétrico por unidade de volume.
v_0	–	Tensão estática do arco elétrico.
τ_c	–	Constante de tempo do arco elétrico de Cassie.
k_b	–	Constante de Boltzmann
τ_m	–	Constante de tempo do arco elétrico de Mayr.
$H(s)$	–	Função de transferência do filtro passa-baixas.
$t_{comando}$	–	Instante de comando da manobra.
t_{zero2}	–	Último instante de passagem pelo zero do sinal de referência.
T_{sr}	–	Meio período do sinal estimado.
$T_{operação}$	–	Tempo nominal de operação do disjuntor.

$s_{estimado}$	–	Sinal estimado.
A	–	Amplitude do sinal estimado.
ω_{sr}	–	Frequência angular do sinal estimado.
$t_{estimado}$	–	Primeiro instante estimado do sinal de referência.
N_{ciclos}	–	Número de ciclos entre a última passagem pelo zero e o primeiro instante estimado do sinal de referência.
t_{otimo1}	–	Primeiro instante ótimo para fechamento do polo do disjuntor.
T_{atraso}	–	Tempo de atraso necessário para o chaveamento controlado.
$V_s(t)$	–	Curva da suportabilidade dielétrica do disjuntor.
$V(t)$	–	Curva do sinal de tensão sobre o disjuntor.
dV_s / dt	–	Derivada da característica da suportabilidade dielétrica.
dV / dt	–	Máxima derivada do sinal de tensão do sistema.
Δt	–	Atraso dado ao instante ótimo de chaveamento.
V_m	–	Tensão de pico do sistema.
t_A	–	Instante em que a curva da suportabilidade dielétrica do disjuntor tangencia a curva do sinal de tensão sobre o disjuntor.
k	–	Taxa de decaimento da suportabilidade dielétrica do disjuntor normalizada.

GLOSSÁRIO

ATP	–	<i>Alternative Transients Program.</i>
CHESF	–	Companhia Hidro Elétrica de São Francisco.
CNPq	–	Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico.
EAT	–	Extra-Alta Tensão.
GSE	–	Grupo de Sistemas Elétricos.
LT	–	Linha de Transmissão.
ONS	–	Operador Nacional do Sistema Elétrico.
SIN	–	Sistema Interligado Nacional.
TDSD	–	Taxa de Decaimento da Suportabilidade Dielétrica do Disjuntor.
UAT	–	Ultra-Alta Tensão.
UFMG	–	Universidade Federal de Campina Grande.
ZnO	–	Óxido de Zinco.

RESUMO

Neste trabalho é avaliada a influência da característica da suportabilidade dielétrica do disjuntor no desempenho de uma técnica de chaveamento controlado aplicada a manobras de linhas de transmissão, energização e religamento trifásico, a partir de simulações de transitórios eletromagnéticos. Verificou-se um aumento na amplitude das sobretensões transitórias quando a característica da suportabilidade dielétrica é considerada no modelo do disjuntor. Esta constatação é natural, já que a ocorrência de uma ruptura dielétrica pode acarretar o fechamento elétrico do circuito antes do fechamento efetivo dos contatos do disjuntor. Além de tornar as simulações digitais mais realistas, a inclusão da característica da suportabilidade dielétrica do disjuntor nas simulações possibilita o estudo de técnicas para minimizar o seu efeito no chaveamento controlado. Foram utilizados dois modelos de disjuntor para o estudo proposto. O primeiro modelo, no qual a característica da suportabilidade é representada por uma reta com inclinação igual à taxa de decaimento da suportabilidade dielétrica (TDSD) do disjuntor, é o mais indicado para estes estudos devido à sua simplicidade. O segundo modelo utilizado inclui uma equação de arco elétrico, que apesar de tornar a representação do disjuntor mais exata, envolve um maior grau de complexidade: requer a determinação dos parâmetros da equação do arco e demanda maior tempo de simulação.

Palavras-chave: Sobretensões de manobra; chaveamento controlado; suportabilidade dielétrica; arco elétrico.

ABSTRACT

In the present work, we have investigated, via electromagnetic transients simulations, the effect of prestrike on the performance of a controlled switching technique applied to transmission line closing operations, energization and reclosing. An increase in transient overvoltage is verified whenever prestrike is applied to the circuit breaker model. Such result is natural, since the occurrence of a prestrike may cause the electric circuit to close before the effective closing of the breaker contacts. In addition to making digital simulations more realistic, the inclusion of a prestrike model enables the investigation of techniques that aim at minimizing the effect of such breaker behaviour in controlled switching. Two models of breakers were used in the present study. The first model, whose supportability characteristic is represented by a straight line with a slope equal to the rate of decrease of dielectric strength (RDDS), is the most suitable for such studies due to its simplicity. The second model includes an electric arc equation used which, besides rendering the breaker's representation more accurate, it exhibits greater complexity: it requires the parameters of the electric arc equation and a more demanding model's simulation.

Keywords: Switching overvoltages; controlled switching; dielectric strength; electric arc.

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

Nos sistemas elétricos de potência em extra-alta tensão (EAT) e em ultra-alta tensão (UAT), as sobretensões de manobra representam a principal causa de ruptura de isolamento. Essas sobretensões não podem ser evitadas completamente, pois são causadas por manobras comumente realizadas nos sistemas elétricos, como energização de banco de capacitores e religamento de linha de transmissão. Portanto, é imprescindível a aplicação de uma solução visando à redução da amplitude dessas sobretensões. Dentre as soluções aplicáveis, as técnicas de chaveamento controlado têm tido grande destaque e sido objeto de estudo de diversas pesquisas científicas (Froehlich *et al.*, 1997a; Dantas *et al.*, 2011; Mestas *et al.*, 2011).

O princípio básico do chaveamento controlado é, a partir do monitoramento de sinais de referência, seja de tensão ou de corrente, controlar os instantes de abertura ou fechamento dos contatos do disjuntor por meio de dispositivos eletrônicos. Uma das grandes vantagens desse método é que ele dispensa o uso de resistores de pré-inserção (CIGRE Working Group A3.07, 2004). Apesar de promoverem a redução da amplitude das sobretensões, experiências em campo constataram a baixa confiabilidade dos disjuntores com resistores de pré-inserção, além do custo relativamente elevado associado tanto à aquisição quanto à manutenção desses equipamentos (Legate *et al.*, 1988; Ribeiro & Maccllum, 1989).

Ao desenvolver uma técnica de chaveamento controlado é necessário considerar diversos fatores a fim de garantir que os instantes mais adequados para realizar a manobra sejam determinados, que incluem desde as condições de operação do sistema de potência até as características do disjuntor. Em relação ao disjuntor, há duas características de grande relevância para o chaveamento controlado: a dispersão mecânica em relação ao tempo nominal de operação do disjuntor e a característica da suportabilidade dielétrica. Esta última é representada normalmente pela taxa de decaimento da suportabilidade dielétrica (TDSD), e está associada às propriedades dielétricas da câmara de extinção do disjuntor (CIGRE Task Force 13.00.1, 1995).

1.1 MOTIVAÇÃO

Em manobras de energização e religamento de linhas de transmissão, o instante mais adequado para realizar a manobra corresponde ao instante de passagem por zero do sinal de tensão sobre o disjuntor. Portanto, o objetivo de uma técnica de chaveamento controlado é determinar esses instantes a partir de sinais de referência. No entanto, a eficiência da técnica pode ser reduzida devido à dispersão mecânica dos contatos e à TDSD do disjuntor.

Em uma operação de fechamento, à medida que a distância entre os contatos do disjuntor diminui, a tensão suportada pelo meio dielétrico entre os contatos também diminui. Portanto, se a tensão aplicada for suficiente para levá-lo à ruptura, conhecida como tensão de pré-arco, um arco elétrico é originado. Logo, o fechamento elétrico do disjuntor pode ocorrer antes do fechamento mecânico dos contatos. Além disso, como o disjuntor é um equipamento essencialmente mecânico, o tempo de operação do disjuntor está sujeito a variações estatísticas, o que pode acarretar o fechamento do disjuntor em um instante diferente do determinado pelo método de chaveamento controlado. Deste modo, para manobras controladas de linhas de transmissão, essas características do disjuntor podem causar a energização ou o religamento da linha em um instante diferente do ótimo, comprometendo a redução das sobretensões.

A característica da suportabilidade dielétrica do disjuntor é usualmente modelada como uma taxa de decaimento infinita (CIGRE Working Group 13.07, 1999; Dantas *et al.*, 2011). Com esta simplificação é considerado apenas o efeito da dispersão mecânica, Δt_m , de modo que não é levada em consideração a ocorrência do arco elétrico. Portanto, é importante que o modelo do disjuntor inclua a característica da suportabilidade dielétrica para que seja possível avaliar a sua influência no chaveamento controlado, além de tornar as simulações mais realistas.

1.2 OBJETIVOS E CONTRIBUIÇÕES

Nesta dissertação, o objetivo principal é avaliar a influência da suportabilidade dielétrica do disjuntor no desempenho da técnica de chaveamento controlado aplicada a manobras de linhas de transmissão (Dantas *et al.*, 2011) desenvolvida pelo Grupo de Sistemas Elétricos (GSE) da UFCG.

Os objetivos específicos são:

- avaliar o estado da arte sobre modelagem de disjuntor;
- implementar modelos de disjuntor no ATP – *Alternative Transients Program* (Leuven EMTP CENTER, 1987) por meio da linguagem MODELS (Dube, 1996);
- avaliar a influência de modelos diferentes de disjuntor no desempenho do método de chaveamento controlado;
- reduzir o efeito da TDSD no desempenho do chaveamento controlado por meio de ajustes nos instantes calculados pela técnica de chaveamento, caso seja necessário.

No método de chaveamento controlado utilizado para o estudo proposto, o disjuntor é modelado como uma chave ideal, e a essa chave está associada a característica da dispersão mecânica, que é dada por uma distribuição de probabilidade gaussiana. Nesse modelo, a ocorrência de arco elétrico é desprezada. Desta forma, a principal contribuição do trabalho proposto é incorporar a característica da suportabilidade dielétrica do disjuntor às simulações digitais. Além de tornar as simulações mais realistas, permitirá a avaliação do impacto dessa característica do disjuntor em manobras controladas de linhas de transmissão. Além disso, possibilitará a aplicação de técnicas para ajustar os instantes calculados pelo método de chaveamento controlado com o objetivo de reduzir as tensões de pré-arco.

1.3 ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO

A dissertação está organizada em 5 capítulos, além deste capítulo introdutório, da seguinte forma:

- No Capítulo 2 são apresentados os principais conceitos sobre o chaveamento controlado e sobre o fenômeno do arco elétrico em disjuntores de alta tensão, incluindo a revisão bibliográfica acerca da modelagem de disjuntores, com ênfase nos modelos aplicados a operações de fechamento.
- A técnica de chaveamento controlado utilizada neste trabalho é apresentada no Capítulo 3, em que são descritas todas as etapas envolvidas.
- No Capítulo 4, os modelos de disjuntores utilizados para estudar a influência da característica da suportabilidade dielétrica no chaveamento controlado são apresentados.
- No Capítulo 5, os resultados de simulações digitais via ATP de manobras controladas de linhas de transmissão são apresentados. Nesse capítulo é feita a análise do impacto da suportabilidade dielétrica no desempenho do método de chaveamento controlado estudado.
- Por fim, no Capítulo 6, são apresentadas as conclusões e propostas para trabalhos futuros.

CAPÍTULO 2

FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Em sistemas elétricos de potência em EAT e UAT, as sobretensões de manobras são fatores determinantes na decisão dos níveis de isolamento dos equipamentos (D'ajuz *et al.*, 1987). Essas sobretensões são fenômenos transitórios eletromagnéticos causados por mudanças topológicas no sistema elétrico, como a energização e o religamento de linhas, ou ainda por variações bruscas no sistema, como curtos-circuitos. Uma característica relevante desse tipo de sobretensão é o seu caráter probabilístico, pois para uma determinada manobra, diferentes valores de sobretensão podem ser obtidos, visto que dependerá tanto da dispersão dos instantes de fechamento do disjuntor quanto do valor do sinal de tensão no instante em que ocorre o fechamento.

Em manobras de energização e religamento de linhas, as sobretensões dependem das condições do sistema, como o comprimento e o grau de compensação da linha, tensão de pré-manobra, potência de curto-circuito do sistema alimentador, entre outras. Essas sobretensões afetam diretamente a coordenação de isolamento do sistema. Portanto, é fundamental a aplicação de um método para reduzir o impacto negativo causado ao sistema. As técnicas de chaveamento controlado têm se destacado para essa finalidade, cuja principal vantagem é que dispensa o uso de resistores de pré-inserção utilizados no método tradicional.

O princípio do chaveamento controlado não foi idealizado recentemente. No entanto, a sua implementação é relativamente recente devido à imaturidade tecnológica até antes de 1995 (Ito, 2002). O elemento principal do chaveamento controlado é o disjuntor, e é a partir do monitoramento de sinais de tensão ou corrente nesse equipamento que são determinados os instantes mais adequados para realizar a manobra. Sendo assim, é importante conhecer as principais características do disjuntor para garantir que o chaveamento controlado seja aplicado com sucesso na redução das sobretensões.

Os principais aspectos das manobras de linhas de transmissão e os princípios básicos do chaveamento controlado são apresentados nas seções seguintes. Por fim, o

fenômeno do arco elétrico em disjuntores é apresentado, seguida pela revisão bibliográfica sobre modelagem de disjuntor em operações de fechamento.

2.1 ENERGIZAÇÃO DE LINHA DE TRANSMISSÃO

Manobra de energização de linha de transmissão é realizada, em geral, com a energização inicial de apenas um dos terminais da linha, o terminal emissor, enquanto o outro terminal permanece em aberto, o terminal receptor. Desta forma, quando ocorre a energização da linha com o fechamento dos contatos do disjuntor, ondas de tensão começam a trafegar pela linha. Ao alcançarem o terminal receptor, o qual está em aberto, essas ondas de tensão são refletidas e neste ponto observam-se as maiores sobretensões.

É importante destacar dois aspectos presentes na energização de linhas que contribuem com a geração de sobretensões mais elevadas: a dispersão entre os contatos do disjuntor e o acoplamento mútuo entre as fases. Devido ao primeiro aspecto, os polos do disjuntor não são fechados simultaneamente. E, devido ao acoplamento mútuo entre as fases, quando o primeiro polo é fechado, não haverá apenas a onda de tensão na fase associada àquele polo, mas haverá também ondas de tensão se propagando nas demais fases. Este efeito acarreta maiores sobretensões nas manobras de energização. Além disso, devido a esses dois fatores, a obtenção das máximas sobretensões no terminal receptor da linha deve ser feita mediante a realização de um número considerável de manobras a fim de se ter diferentes sequências de fechamento, o que permitirá a construção de um histograma de sobretensões máximas.

Na Figura 2.1 é mostrada a forma de onda típica de uma sobretensão de energização em uma fase da linha de transmissão. A manobra é iniciada no instante t_0 , caracterizada por um período inicial transitório, com duração de alguns milissegundos, no qual se observa as maiores sobretensões. Após este período transitório é estabelecido o regime permanente.

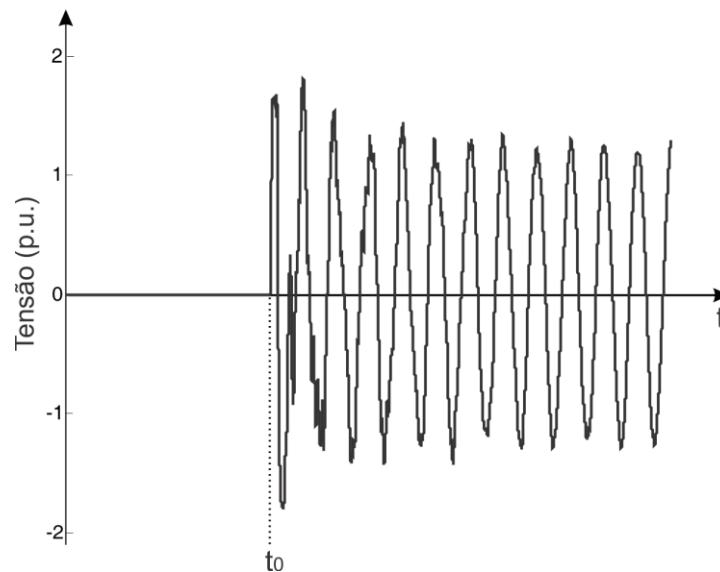


Figura 2.1 – Sobretensão típica de uma manobra de energização.

2.2 RELIGAMENTO DE LINHA DE TRANSMISSÃO

O religamento de linhas de transmissão ocorre, em geral, quando há interrupção do fornecimento de energia elétrica de forma inesperada. Neste caso, o religamento automático é efetuado a fim de colocar o sistema em funcionamento o mais rápido possível. Devido ao retardo no início do fechamento dos contatos do disjuntor, a linha permanece um intervalo de tempo desligada. Este tempo é conhecido como “tempo morto”, e é da ordem de 0,5 a 1,5 s (IEEE Std. C37.104-2002, 2002).

Ao desligar uma linha em vazio, devido ao seu comportamento predominantemente capacitivo, a corrente somente é interrompida quando passa por zero. Conseqüentemente, nesse instante a tensão é máxima. Com isto, uma “carga residual” permanece na linha, e esta não é igual em todas as fases devido ao acoplamento eletromagnético entre elas. Desta forma, a primeira fase que teve sua corrente interrompida poderá apresentar uma tensão de até 1,3 p.u. Caso a linha seja religada antes do decaimento total da carga residual e o fechamento do disjuntor seja efetuado quando a polaridade da tensão está oposta à polaridade da carga, as sobretensões podem atingir até 5,0 p.u. (D’ajuz *et al.*, 1987). O tempo de decaimento da

carga depende da existência ou não de compensação reativa. Quando não há compensação, a duração do decaimento total da carga é de 2 a 5 minutos, e depende das condições climáticas, podendo chegar até a 15 minutos quando as condições ambientais estão muito secas (D'ajuz *et al.*, 1987).

Quando a linha é compensada por reatores em derivação, a carga residual passa a ter uma forma oscilatória que é causada pela troca de energia entre a capacitância da linha e a indutância do reator. A frequência de oscilação depende do grau de compensação da linha, e geralmente assume valores entre 30 e 55 Hz (Froehlich *et al.*, 1997a).

O grau de compensação da linha depende do valor dos reatores em derivação e da capacitância da linha. Para defini-lo, a linha é considerada perfeitamente transposta com reatores em derivação. A potência reativa capacitiva associada à capacitância da linha é dada por:

$$Q_l = \omega \cdot C_l \cdot V^2, \quad (2.1)$$

em que C_l corresponde à capacitância equivalente da linha, V é a tensão nominal da linha e $\omega = 2\pi f_{nom}$, em que f_{nom} é a frequência nominal do sistema elétrico. E a potência reativa indutiva associada aos reatores em derivação é dada por:

$$Q_r = \frac{V^2}{\omega L_r}, \quad (2.2)$$

em que L_r corresponde à indutância equivalente dos reatores, e as demais variáveis são as mesmas definidas para a potência reativa capacitiva. O grau de compensação da linha de transmissão é dado por:

$$k_c = \frac{Q_r}{Q_l}. \quad (2.3)$$

E a frequência de oscilação da carga residual é dada por:

$$f_{osc} = \frac{1}{2\pi \overline{L_r C_l}}. \quad (2.4)$$

Essa frequência de oscilação é menor que a frequência fundamental do sistema e depende do grau de compensação da linha, de modo que pode ser expressa pela seguinte relação:

$$f_{osc} = f_{nom} \overline{k_c}. \quad (2.5)$$

Portanto, é possível observar que quanto maior for o grau de compensação, a frequência de oscilação estará mais próxima da frequência nominal do sistema.

Nas Figuras 2.2 e 2.3 são mostrados sinais de tensão típicos em uma linha de transmissão sem reatores de compensação e em uma linha com grau de compensação de 30%, respectivamente. Estes sinais de tensão correspondem ao sinal visto no terminal receptor da linha. O instante t_0 representa o instante em que há a interrupção de energia elétrica na linha, e o instante t_1 corresponde ao instante de religamento acrescido do tempo de trânsito da onda de tensão na linha, visto que o religamento é efetuado no terminal emissor da linha. Quando a linha não possui compensação reativa, uma carga residual praticamente constante permanece na linha. Enquanto que, quando a linha apresenta compensação reativa em derivação, a carga residual assume um comportamento oscilatório e apresenta decaimento.

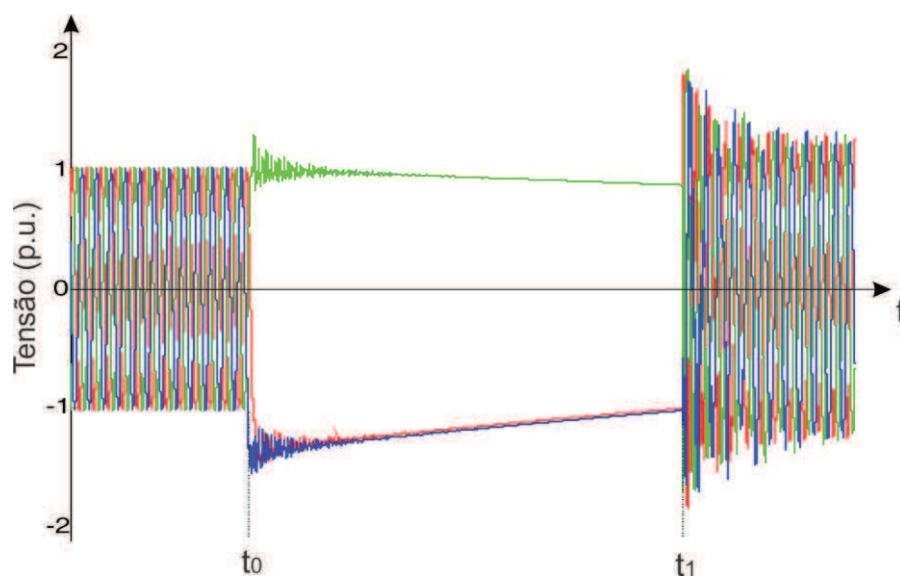


Figura 2.2 – Sinal de tensão no terminal receptor de uma linha sem compensação reativa em uma manobra de religamento trifásico.

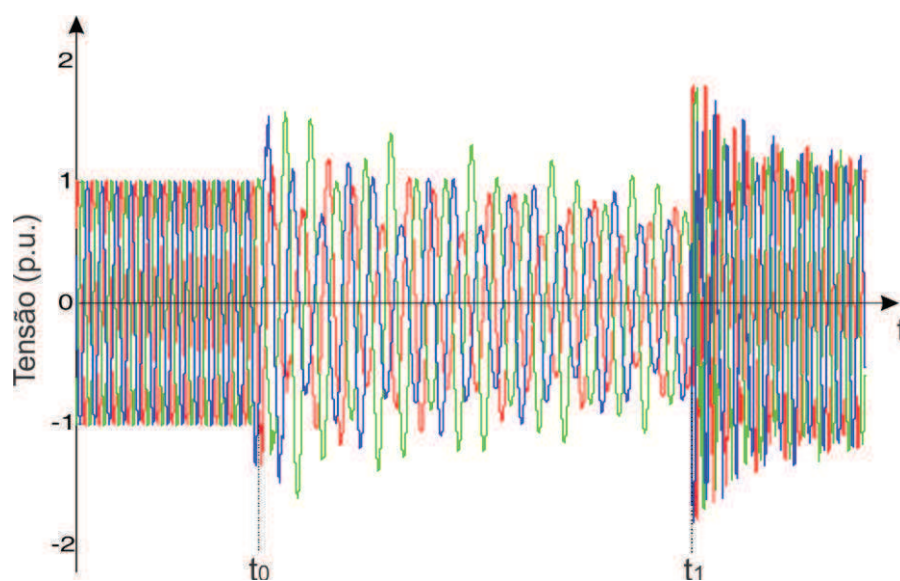


Figura 2.3 – Sinal tensão no terminal receptor de uma linha com compensação reativa (30%) em uma manobra de religamento trifásico.

2.3 PRINCÍPIOS DO CHAVEAMENTO CONTROLADO

Chaveamento controlado é o termo usado para descrever o uso de dispositivos eletrônicos para controlar o instante de operação dos contatos de um disjuntor, seja abertura ou fechamento, a partir de um sinal de referência (CIGRE Working Group 13.07, 1999). Neste trabalho são abordadas apenas as manobras de fechamento, especificamente as manobras de energização e religamento trifásico de linhas de transmissão. Para essas manobras, os instantes mais adequados para a operação do disjuntor são os instantes de passagem por zero do sinal de tensão sobre o equipamento.

Em uma manobra típica de energização ou religamento de linha, os contatos do disjuntor são acionados para realizar o fechamento em um instante aleatório em relação ao sinal de tensão sobre o disjuntor. A operação não é instantânea, pois há o tempo de operação do disjuntor, que, em geral, é de 50 ms (Froehlich *et al.*, 1997a). Além disso, dependendo da suportabilidade dielétrica do disjuntor e da tensão aplicada entre os contatos do mesmo, a passagem de corrente elétrica pode ser iniciada antes do acoplamento físico dos contatos devido à ocorrência do arco elétrico, que surge em função da ruptura dielétrica do meio isolante. O intervalo de tempo entre o início do arco e o acoplamento efetivo dos contatos é conhecido como tempo de pré-arco.

Em uma manobra controlada, deve-se atrasar o instante de comando de modo que, após o tempo de operação do disjuntor, tenha-se o melhor instante para o fechamento. Na Figura 2.4 é mostrado um esquema que ilustra como a manobra controlada é efetuada. Neste esquema, o tempo de pré-arco foi desconsiderado. Todavia, é importante enfatizar que a ocorrência do arco elétrico influencia o desempenho do método, pois pode promover o fechamento elétrico antes do fechamento mecânico dos contatos. Esta questão é o foco deste trabalho e é discutida em seções seguintes.

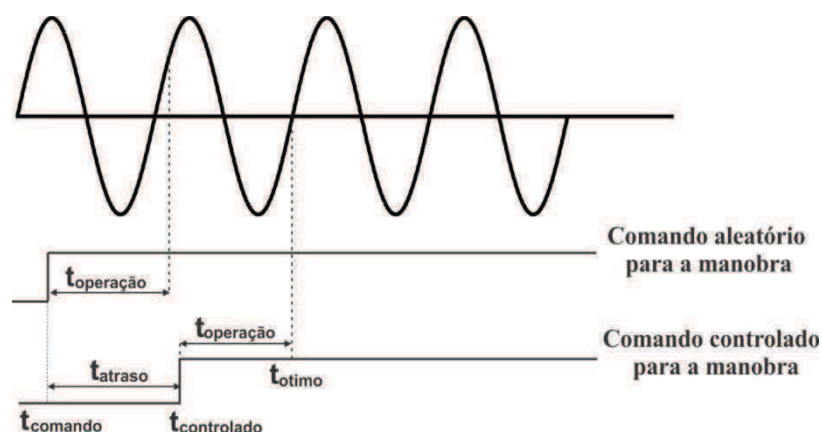


Figura 2.4 – Esquema da manobra controlada.

Ao observar a Figura 2.4, verifica-se que quando a manobra não é controlada, o fechamento dos contatos do disjuntor ocorre em um instante aleatório, que pode favorecer o surgimento das sobretensões. Enquanto que na manobra controlada, o fechamento do disjuntor ocorre no instante mais adequado em relação ao sinal de referência. Para o caso ilustrado na Figura 2.4, esses instantes correspondem aos instantes de passagem pelo zero do sinal.

As estratégias adotadas para realizar o chaveamento dependerão do tipo de manobra, ou seja, se é uma energização ou um religamento de linha, além das condições da linha, isto é, se há compensação reativa ou não. A seguir são apresentadas estratégias possíveis para cada tipo de manobra.

2.3.1 ESTRATÉGIA PARA MANOBRA DE ENERGIZAÇÃO

Para esta manobra, a estratégia do chaveamento controlado é simples, de modo que o melhor instante para realizar a energização corresponde ao instante de passagem por zero da tensão entre os contatos do disjuntor. A determinação dos melhores instantes se baseia no sinal de tensão do lado da fonte, que corresponde à tensão entre os contatos do disjuntor, pois este está em aberto. Para ilustrar essa situação, na Figura 2.5 é apresentado um sinal de tensão típico sobre o disjuntor em uma das fases da linha.

Conforme indicado pelas setas, os possíveis melhores instantes são aqueles em que o sinal de tensão é zero.

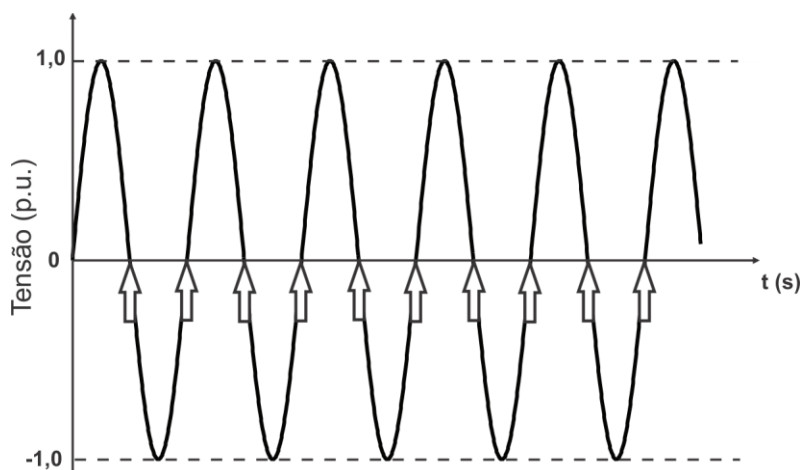


Figura 2.5 – Sinal de referência para uma manobra de energização de linha de transmissão.

2.3.2 ESTRATÉGIA PARA MANOBRA DE RELIGAMENTO

Diferentemente do que ocorre na energização de linhas de transmissão, manobras de religamento são realizadas com “carga residual” na linha. Quando a linha é compensada por reatores em derivação, a carga residual passa a ter uma forma oscilatória que é causada pela troca de energia entre a capacitância da linha com a indutância do reator. A frequência de oscilação depende do grau de compensação da linha conforme dito anteriormente.

Então, para as manobras de religamento não se pode aplicar a mesma estratégia que foi utilizada na energização. Além disso, o grau de compensação reativa da linha também deve ser considerado, pois o comportamento da carga residual depende deste parâmetro. Logo, é empregada uma estratégia para o religamento de linhas sem compensação e outra para o religamento de linhas com compensação reativa em derivação.

Em linhas de transmissão sem compensação reativa, a carga residual permanece praticamente constante, em torno de $\pm 1,0$ p.u., devido ao efeito capacitivo da linha.

Logo, este comportamento da carga residual provoca um deslocamento da tensão entre os contatos do disjuntor. Na Figura 2.6 são mostrados sinais típicos de tensão entre os contatos do disjuntor quando a linha não apresenta compensação reativa, considerando os dois casos possíveis: polaridade positiva e negativa da carga residual. Os possíveis melhores instantes de fechamento estão indicados pelas setas, e correspondem aos instantes de passagem por zero, isto é, os pontos em que a tensão é mínima.

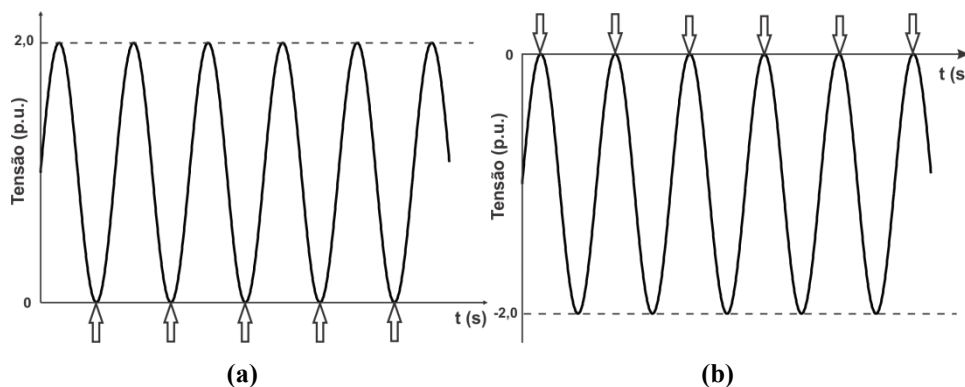


Figura 2.6 – Sinal de referência para uma manobra de religamento trifásico de linha de transmissão sem compensação reativa: **(a)** carga residual com polaridade negativa **(b)** carga residual com polaridade positiva.

Em linhas de transmissão com compensação reativa em derivação, a depender do grau de compensação da linha, têm-se diferentes tipos de formas de onda de tensão sobre o disjuntor. Nas Figuras 2.7 e 2.8 são mostrados os sinais de tensão entre os contatos do disjuntor em uma fase para um baixo grau de compensação e para um elevado grau de compensação, respectivamente. Apesar de existirem vários instantes de passagem por zero, que se caracterizam como instantes adequados para o fechamento do disjuntor, o religamento da linha só deve ser efetuado em instantes de menor batimento do sinal, conforme indicado pelas setas nas Figuras 2.7 e 2.8. Esta recomendação é feita porque nos instantes de passagem pelo zero da tensão presentes na região de maior pulsação, qualquer imprecisão pode acarretar o fechamento dos contatos do disjuntor em instantes em que a tensão está bastante elevada. Portanto, quanto maior for o grau de compensação, mais fácil ficará a detecção dos melhores instantes de fechamento do disjuntor, pois as regiões de menor batimento do sinal são mais bem definidas. No entanto, não é interessante compensar totalmente a capacitância da linha, limitando-se até 80% (Zanetta, 2005). O uso de reatores em derivação para a compensação reativa de

linhas de transmissão pode levar a circuitos ressonantes quando há mais de um circuito na mesma faixa de passagem e um deles se encontra fora de operação com suas duas extremidades não aterradas (Pereira, 2008).

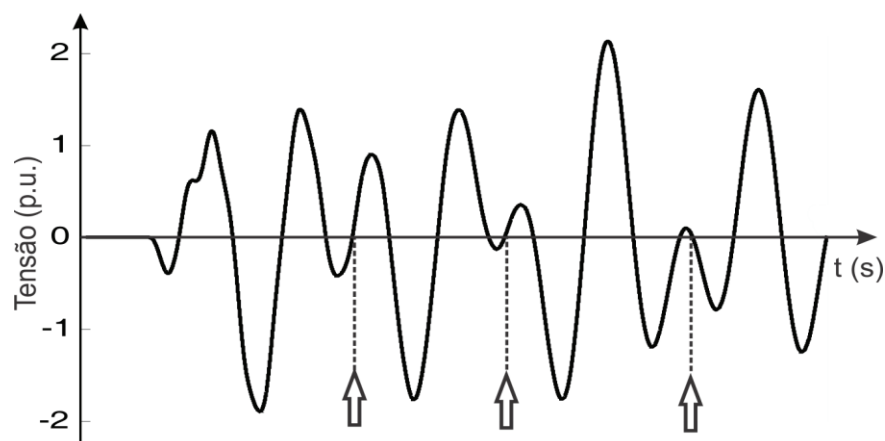


Figura 2.7 - Sinal de referência para uma manobra de religamento trifásico de linha de transmissão com grau de compensação reativa de 30%.

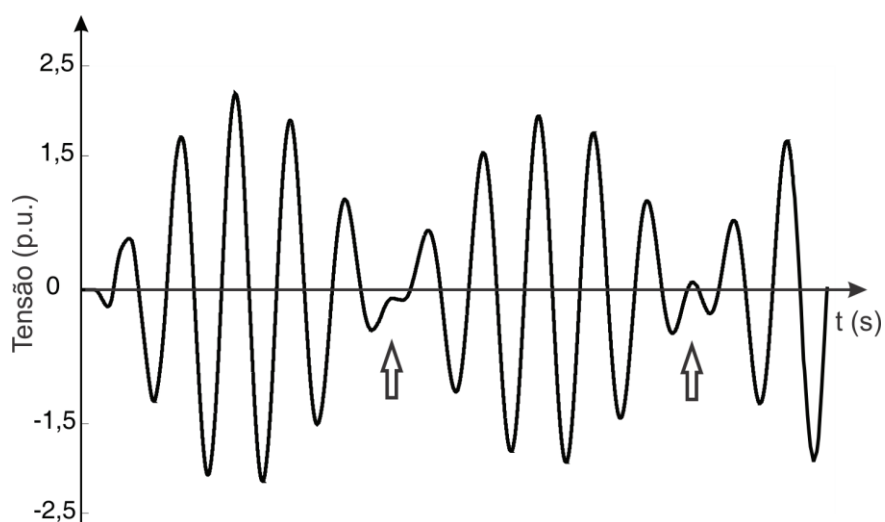


Figura 2.8 - Sinal de referência para uma manobra de religamento trifásico de linha de transmissão com grau de compensação reativa de 70%.

2.4 ARCO ELÉTRICO EM DISJUNTORES

O disjuntor é um equipamento mecânico de manobra essencial para o sistema elétrico de potência. A sua principal função consiste em interromper, de forma rápida e confiável, correntes de falta e isolar trechos do sistema que estão sob defeito. Deve ser capaz também de interromper correntes normais de carga, correntes de magnetização de transformadores e reatores, e correntes capacitivas de bancos de capacitores e linhas em vazio (D'ajuz *et al.*, 1985). Idealmente, um disjuntor é um bom condutor quando está fechado, e um bom isolador quando está aberto. Além disso, a transição entre a posição fechada e aberta ocorre em um curto período de tempo. Na prática, a operação de um disjuntor envolve um fenômeno bastante complexo, o arco elétrico.

O arco elétrico é uma descarga elétrica auto-sustentada que apresenta queda de tensão baixa e é capaz de conduzir correntes elevadas, apresentando comportamento similar a de um resistor não-linear (Garzon, 2002). Nos processos de interrupção de corrente em disjuntores de alta tensão, o arco é o principal elemento, e por isso é objeto de pesquisas para desenvolvimento e otimização desses equipamentos (Carvalho *et al.*, 1995).

O arco elétrico pode ser classificado em dois tipos: de alta pressão e a vácuo (Carvalho *et al.*, 1995). Os arcos elétricos de alta pressão são aqueles que existem em pressões da ordem de 10^2 a 10^4 torr. Enquanto que os arcos a vácuo, ou de baixa pressão, são aqueles que ocorrem em pressões abaixo de 10^{-4} torr. Para entender melhor como ocorre o arco elétrico, é descrito o processo de interrupção de corrente elétrica alternada em um disjuntor de alta pressão.

Em um processo de interrupção, nos instantes anteriores à separação galvânica dos contatos do disjuntor, há um aumento rápido da densidade de corrente devido à diminuição da área de contato, ou seja, da área de passagem da corrente. Esse aumento de densidade acarreta um aumento de temperatura dos contatos, o que inicia o processo de ionização térmica na massa de gás em torno dessa região. Consequentemente, a passagem de corrente é mantida mesmo após a abertura dos contatos por meio de elétrons e íons liberados pelo meio extintor do disjuntor. A ionização do meio ocorre também devido aos choques entre íons acelerados pelo campo elétrico entre os contatos

e as moléculas e/ou átomos do gás ambiente. O meio é progressivamente ionizado, de modo que se estabelece uma coluna de gás ionizado ou plasma de elevadas temperaturas, cuja variação de temperatura em seu eixo está entre 4000 e 35000 K (Carvalho *et al.*, 1995). Portanto, para que a interrupção da corrente seja bem sucedida é necessário que ocorra a transição de um canal de plasma altamente condutivo para um gás isolante.

O arco elétrico é caracterizado por dois estados: estático e dinâmico. O arco é dito estático ou estacionário quando a variação de corrente di/dt é aproximadamente nula. Nesse caso, o arco se encontra em equilíbrio estável, o qual é mantido quando a energia absorvida pelo arco mais as perdas para o meio se iguala à potência entregue pelo circuito ao arco. É interessante observar que não há apenas um estado de equilíbrio, pois basta que qualquer parâmetro seja alterado para que o arco se ajuste a um novo ponto de equilíbrio. A característica estática é dada por uma curva que relaciona os valores de tensão e de corrente do arco.

Quando as variações de corrente di/dt não são desprezíveis, o arco é dito dinâmico. Isto ocorre nas proximidades do zero da corrente, de modo que a condutância do arco tende a zero. Se os contatos estiverem suficientemente separados, a extinção do arco ocorre quando a corrente passa pelo zero. No entanto, devido à inércia térmica, ainda há a passagem de uma pequena corrente, conhecida como corrente pós-arco, de modo que o canal permanece com certa condutividade residual. Logo, se a potência de resfriamento não for suficiente para extinguir o arco elétrico, ocorrerá uma reignição ou reacendimento do mesmo. É dito que ocorreu uma reignição de arco quando, após a interrupção da corrente, o arco é restabelecido em menos de 1/4 de ciclo da frequência nominal. Enquanto que é caracterizado como reacendimento, quando a corrente se restabelece em 1/4 de ciclo ou mais (Garzon, 2002). O comportamento do arco dinâmico é a base para a compreensão do processo de interrupção de corrente.

Durante uma operação de fechamento, à medida que os contatos se aproximam um do outro, há uma distância mínima entre eles que favorece a ocorrência de uma ruptura dielétrica, caracterizada pelo estabelecimento de um arco elétrico. Como a distância entre os contatos continua a diminuir, o arco gradualmente encurta até finalmente os contatos se acoplarem, e o arco desaparece. Então, não apenas na

abertura, como também no fechamento, um arco pode aparecer entre os contatos de um disjuntor.

Em função da complexidade do fenômeno, não há um modelo universal que simule o comportamento de um disjuntor em diferentes tipos de manobra. Para uma análise simples de transitórios de chaveamento, o disjuntor pode ser simulado por uma chave simples. Entretanto, quando a interação entre arco elétrico e circuito é importante, é necessário que o modelo contemple processos físicos que ocorrem entre os contatos do disjuntor (Van der Sluis, 2001).

São encontrados vários modelos de arco elétrico na literatura, de modo que cada um representa melhor o arco em uma determinada situação. Portanto, dependendo da aplicação, algumas simplificações podem ser feitas, resultando em aproximações do comportamento do arco. Os modelos de arco elétrico podem ser classificados em três grupos (CIGRE Working Group 13.01, 1988):

- modelos do tipo caixa-preta;
- modelos físico-matemáticos;
- fórmulas técnicas e diagramas.

Modelos do tipo caixa-preta consideram o arco como um bipolo, cuja relação entrada-saída é dada por uma equação matemática. Os parâmetros do modelo são obtidos a partir de técnicas aplicadas a registros oscilográficos de sinais de tensão e corrente do disjuntor, oriundos de ensaios. Apesar de se basear nos processos físicos, é um modelo matemático cujo propósito é descrever a interação entre o arco elétrico e o circuito. Portanto, o comportamento elétrico é mais relevante que os processos físicos. A principal desvantagem dos modelos caixa-preta é a necessidade de realizar ensaios para obter registros oscilográficos de tensão e corrente no disjuntor, que por sua vez são necessários para determinar os parâmetros do modelo.

O objetivo dos modelos físico-matemáticos é a descrição física do processo, e são obtidos a partir das leis de conservação de energia, das propriedades físicas e químicas do gás e do plasma, e dos mecanismos de troca de energia. Esses modelos são naturalmente mais complexos, logo são menos utilizados. A principal área de aplicação é em projeto e desenvolvimento de disjuntores (Van der Sluis, 2001).

Os modelos derivados de fórmulas técnicas e diagramas são, na verdade, desenvolvidos a partir de testes ou cálculos com os outros dois tipos de modelo. São

modelos práticos, visto que resumem as propriedades físicas do arco juntamente com os aspectos da rede elétrica. No entanto, também é necessário realizar uma série de ensaios para determinar os limites dielétrico e térmico do disjuntor. Dos três grupos, os modelos mais utilizados são os do tipo caixa-preta. O campo de aplicação dos três grupos de modelos é apresentado no Quadro 1 (Gutiérrez, 1999), dado a seguir. Como destacado no quadro, o modelo mais adequado para estudos cujo propósito principal é avaliar a interação entre arco e sistema elétrico é do tipo caixa-preta.

Quadro 1 – Campo de aplicação dos modelos de arco elétrico

Tipo de problema	Modelo aplicado		
	Desenvolvimento	Teste	Operação
Compreensão de processos físicos	MF		
Dimensionamento mecânico	MF	FD	
Descrição da recuperação do dielétrico	MF e FD	FD	FD
Influência do arco sobre a corrente	MF, FD e MCP	FD e MCP	MCP
Interruptores HVDC	MF, FD e MCP	FD e MCP	FD e MCP
Pequenas correntes indutivas	MF, FD e MCP	FD e MCP	FD e MCP
Falta Quilométrica	MF, FD e MCP	FD e MCP	FD e MCP
Projeto e verificação de circuitos de teste	FD	MCP	

MF: modelos físicos; FD: fórmulas técnicas e diagramas; MCP: modelos caixa-preta.

Além destes modelos, há ainda os conhecidos como “Caixa-Cinzenta”, que associam as características dos modelos caixa-preta com os fenômenos físicos, podendo ainda considerar parâmetros que antes eram constantes (Portela *et al.*, 2012).

Na próxima seção são apresentadas as equações que regem o comportamento do arco elétrico utilizadas para desenvolver os modelos caixa-preta.

2.4.1 MODELOS CAIXA-PRETA

Os modelos caixa-preta são modelos matemáticos que representam a condutância do arco elétrico. Em geral, essa condutância é dada em função da energia fornecida ao canal de plasma, da potência perdida por resfriamento e radiação e do tempo:

$$g = f(P_e, P_s, t) = \frac{i_{arco}}{v_{arco}} = \frac{1}{R_{arco}}, \quad (2.6)$$

em que g é a condutância instantânea do arco, P_e é a potência entregue ao canal, P_s é a potência perdida pelo canal, e i_{arco} , v_{arco} e R_{arco} são a corrente, a tensão e a resistência instantâneas do arco, respectivamente.

A energia armazenada no canal de plasma do arco é dada por:

$$Q = \int_0^t (P_e - P_s) dt. \quad (2.7)$$

Como a condutância é uma função da energia armazenada no canal, tem-se que:

$$g = f(Q) = f\left(\int_0^t (P_e - P_s) dt\right). \quad (2.8)$$

O interesse está na variação da condutância, logo:

$$\frac{dg}{dt} = \frac{df(Q)}{dQ} \frac{dQ}{dt}. \quad (2.9)$$

A partir das equações (2.7)-(2.9) obtém-se a equação geral de arco elétrico, a qual é dada por:

$$\frac{d \ln g}{dt} = \frac{f'}{f} \frac{Q}{Q} P_e - P_s . \quad (2.10)$$

Para resolver a equação é necessário adotar algumas hipóteses quanto ao comportamento do arco, e dependendo das considerações feitas, obtém-se diferentes modelos do tipo caixa-preta.

Os dois principais modelos caixa-preta foram apresentados em 1939 e 1943, que são os modelos de Cassie e Mayr, respectivamente (CIGRE Working Group 13.01, 1993). Esses dois modelos são a base para o desenvolvimento de vários outros encontrados na literatura.

Cassie assumiu que o canal do arco tem a forma de um cilindro com gás altamente ionizado com uma temperatura constante, mas com o diâmetro variável. A quantidade de calor por unidade de volume permanece constante, da mesma forma que a condutância por unidade de volume. Devido ao resfriamento pelo fluxo de gás (convecção), o canal do arco varia no diâmetro, mas a temperatura e condutância por unidade de volume do canal permanecem constantes.

A condutância do arco pode ser reescrita como:

$$g = f Q = D g_0, \quad (2.11)$$

em que g_0 é a condutividade por unidade de volume e D é o diâmetro do canal do arco variável com o tempo. Nesse caso, a energia armazenada no canal é dada em função da variação do diâmetro do canal:

$$Q = D Q_0, \quad (2.12)$$

em que Q_0 é a energia por unidade de volume. A potência dissipada por unidade de comprimento é dada por:

$$P_s = DP_0 = \frac{Q}{Q_0} P_0, \quad (2.13)$$

em que P_0 é perda de potência por unidade de volume. Com estas considerações, a equação de arco de Cassie é dada por:

$$\frac{d \ln g}{dt} = \frac{1}{\tau_c} \frac{v_{arco}^2}{v_0} - 1, \quad (2.14)$$

em que τ_c é a constante de tempo do arco de Cassie, dada pela razão entre Q_0 e P_0 , e v_0 é a tensão estática do arco. A constante de tempo τ_c está associada à variação do diâmetro do arco com o tempo.

O modelo de Cassie é mais adequado para estudar o comportamento da condutância do arco em intervalo de correntes elevadas, quando a temperatura do plasma é maior que 8000 K.

O modelo de Mayr descreve a condutância do arco em torno do zero da corrente. Mayr assumiu um canal de arco cilíndrico com diâmetro constante, cujas perdas de energia são regidas pelo processo de condução térmica radial. O principal fator que influencia na variação da condutância do arco é a temperatura, de modo que a condutância é dada por:

$$g = f Q = k_b e^{Q/Q_0} \quad (2.15)$$

em que k_b é a constante de Boltzmann. Outra consideração feita no modelo de Mayr é que a perda de potência P_0 é constante. Com essas considerações, o modelo de Mayr é dado pela seguinte equação:

$$\frac{d \ln g}{dt} = \frac{1}{\tau_m} \frac{v_{arco} i_{arco}}{P_0} - 1, \quad (2.16)$$

em que τ_m é a constante de tempo do arco de Mayr.

O modelo de Mayr é mais indicado para representar o comportamento do arco na região de baixas correntes, e foi o modelo de arco adotado neste trabalho.

A seguir é apresentada uma revisão bibliográfica acerca de modelagem de disjuntores, em que são apresentados os principais modelos de disjuntor utilizados para representá-lo em operações de fechamento.

2.5 MODELAGEM DE DISJUNTOR

Transitórios eletromagnéticos em sistemas elétricos de potência são causados pela ação de disjuntores e chaves, e podem ser divididos em duas categorias (IEEE Switching Transients Task Force 15.08, 1997):

- energização de componentes do sistema;
- desenergização de componentes do sistema.

A modelagem correta dos componentes do sistema é essencial para uma avaliação confiável dos fenômenos transitórios a serem estudados. O grau de complexidade e detalhamento de um modelo está diretamente associado ao estudo realizado. Neste trabalho são abordadas as sobretensões transitórias originadas com manobras controladas de linhas de transmissão.

Em geral, o disjuntor é modelado como uma chave ideal. No entanto, este modelo não é adequado para o estudo proposto, que visa avaliar a influência da suportabilidade dielétrica no chaveamento controlado.

Na literatura é possível encontrar diversos modelos de disjuntores, que podem ser utilizados tanto para estudar o efeito do disjuntor no sistema elétrico como a influência do sistema no disjuntor. O objetivo principal de um modelo de disjuntor é (EPRI, 1989):

- determinar todas as tensões e correntes geradas devido à ação do disjuntor, do ponto de vista do sistema;

- determinar se a operação do disjuntor foi realizada com sucesso sob determinadas condições, do ponto de vista do disjuntor.

Para operações de fechamento, como manobras de energização e religamento de linhas, o disjuntor pode ser representado por um dos tipos de modelos dados a seguir, com diferentes graus de complexidade (EPRI, 1989):

1. Como uma chave ideal, que é a representação mais simples. Nesse caso, admite-se que a impedância do equipamento passa instantaneamente de um valor infinito, quando seus contatos estão abertos, para zero no instante de fechamento. Com essa representação as sobretensões geradas com a manobra dependem exclusivamente do instante de fechamento. O modelo pode ser melhorado ao considerar a dispersão mecânica dos contatos, que pode ser incluída a partir de uma distribuição de probabilidade para simular as variações estatísticas do tempo nominal de operação do disjuntor.
2. Uma representação mais realista considera que o fechamento não é uma operação instantânea, de modo que há um intervalo de tempo entre o instante de comando e o instante de fechamento efetivo dos contatos do disjuntor. Nesse caso, o disjuntor é modelado segundo a característica da suportabilidade dielétrica do meio isolante da câmara de extinção. Quando a distância entre os contatos é bastante pequena, essa característica pode ser modelada por uma reta com uma dada inclinação, que representa a TDSD. Nessa representação o efeito do arco elétrico é considerado, o que não é contemplado no modelo anterior.
3. Outra forma de representar o disjuntor é por meio da condutância dinâmica do arco elétrico, a qual pode ser simulada a partir de um modelo de arco elétrico. Esta é a representação mais complexa do disjuntor.

Dentre os modelos descritos, o segundo é o mais utilizado para representar o disjuntor em manobras controladas de fechamento.

Em Dantas *et al.*(2011), é apresentado um método de chaveamento controlado aplicado a manobras de linhas de transmissão. As simulações são realizadas em um simulador em tempo real, e são apresentados casos de energização e religamento de linhas. O disjuntor é modelado como uma chave controlada com dispersão máxima no

tempo de operação de 2 ms. Além disso, a TDSD do disjuntor foi considerada maior que o valor máximo da derivada do sinal de tensão do sistema, o que evita a ocorrência de pré-arco.

Em Rocha *et al.* (1997), a característica da suportabilidade dielétrica do disjuntor durante manobras controladas de fechamento é modelada segundo uma reta com inclinação igual à TDSD. São simulados casos de religamento de linha com compensação reativa, e de energização de banco de capacitores utilizando o ATP. No modelo do disjuntor, além da dispersão mecânica dos contatos ter sido considerada, a característica da suportabilidade dielétrica também foi incluída. A partir dos resultados das simulações, verificou-se um aumento na amplitude das sobretensões quando a suportabilidade dielétrica é considerada no modelo do disjuntor. Esse aumento deve-se à ocorrência de pré-arco, que não é considerada quando o disjuntor é modelado apenas com chaves estatísticas.

A influência da suportabilidade dielétrica na amplitude das sobretensões geradas por manobras de energização de linhas também é discutida em Svensen (1976). O autor aborda o fato de a distribuição dos instantes de fechamento do disjuntor não ser uniforme devido à ocorrência de pré-arco. O estudo é realizado com dois modelos para representação da suportabilidade dielétrica. No primeiro modelo é considerada apenas a TDSD do disjuntor. Enquanto que no segundo, além da TDSD, é considerada também uma queda de tensão constante durante o período de pré-arco, que ocorre em função do estabelecimento do arco elétrico entre os contatos do disjuntor após a ruptura dielétrica. Este último modelo é proposto pelo autor após observar uma diferença entre os valores de amplitude das sobretensões obtidos a partir de cálculo de transitórios com os valores registrados em testes em campo.

Em geral, ao implementar e testar uma técnica de chaveamento controlado, seja para uma manobra de energização de banco de capacitores ou religamento de linha de transmissão, o modelo de disjuntor utilizado deve incluir as duas principais características do disjuntor: a dispersão em relação ao tempo de operação nominal e a suportabilidade dielétrica. Grande parte dos trabalhos que abordam o chaveamento controlado (Atefi & Sanaye-Pasand, 2012; Guan *et al.*, 2009; Kohyama *et al.*, 2007), inclusive os relés de sincronização já existentes no mercado (ABB, 2012), representam a suportabilidade dielétrica segundo a TDSD do disjuntor. Portanto, o principal objetivo

desse trabalho é utilizar um modelo de disjuntor que inclua a característica da suportabilidade dielétrica, visto que é uma característica relevante para o chaveamento controlado, e cuja influência foi desprezada no método de chaveamento controlado proposto por Dantas *et al.* (2011).

No capítulo seguinte são apresentadas as etapas envolvidas na técnica de chaveamento utilizada nesse trabalho.

CAPÍTULO 3

MÉTODO DE CHAVEAMENTO CONTROLADO

O método de chaveamento controlado utilizado nesse trabalho foi desenvolvido pelo GSE (Dantas *et al.*, 2011). Trata-se de uma técnica aplicada a manobras de energização e religamento de linhas de transmissão, que se baseia na estimação de sinais de referência em instantes futuros para calcular um conjunto de possíveis instantes ótimos, que são os instantes de passagem pelo zero do sinal de tensão entre os contatos do disjuntor, para a realização da manobra. Uma vantagem desse método é que emprega técnicas simples para a estimação dos sinais, e a definição dos melhores instantes para cada fase é feita com o propósito de reduzir o efeito do acoplamento eletromagnético entre as fases.

As etapas envolvidas no método são:

- Filtragem e amostragem dos sinais de referência;
- Detecção de zeros ou polaridades;
- Estimação dos sinais de referência;
- Cálculo dos instantes ótimos;
- Lógica do controlador.

É importante destacar que os sinais de referência dependem do tipo de manobra e das condições de operação da linha de transmissão. A seguir é feita uma descrição do método, explicando como cada etapa é realizada.

3.1 DESCRIÇÃO DO MÉTODO

3.1.1 FILTRAGEM E AMOSTRAGEM

A primeira etapa do método consiste na filtragem dos sinais de referência, os quais são obtidos do sistema elétrico. Em manobras de energização, como não há carga residual na linha de transmissão, o sinal de referência é apenas o sinal de tensão do lado

da fonte, que corresponde ao sinal entre os contatos do disjuntor. Enquanto que nas manobras de religamento, devido à presença da carga residual, os sinais de referência adotados são o de tensão do lado da fonte e o de tensão do lado linha. A opção por lidar com os sinais separadamente em vez de tratar do sinal sobre o disjuntor é feita por questões de simplicidade, pois este pode apresentar uma forma de onda complexa.

A filtragem é realizada a fim de eliminar as componentes de alta frequência que podem surgir com a manobra de chaveamento. Para isto, é utilizado um filtro Butterworth passa-baixas de terceira ordem com frequência de corte de 187,89 Hz, cuja função de transferência é dada por:

$$H s = \frac{1,645 \cdot 10^9}{s^3 + 2361s^2 + 2,787 \cdot 10^6s + 1,645 \cdot 10^9} \cdot \quad (3.1)$$

Em seguida, os sinais filtrados são amostrados. A frequência de amostragem adotada é de 960 Hz, que corresponde a 16 amostras por ciclo de 60 Hz. Com esta taxa de amostragem é possível realizar a estimação dos sinais em instantes futuros sem grandes erros, pois a frequência está de acordo com o Teorema de Nyquist, ou seja, é maior que o dobro da maior frequência contida no sinal filtrado, evitando erro de *aliasing*.

3.1.2 DETECÇÃO DE ZEROS OU POLARIDADES

A detecção de zeros dos sinais de referência filtrados e amostrados é fundamental para a estimação desses sinais em instantes futuros. No momento em que há a desenergização da linha de transmissão, deve-se iniciar a detecção de passagens por zero dos sinais de tensão do lado da fonte e do lado da linha para manobras de religamento de linhas com compensação reativa em derivação, ou da polaridade da carga residual do lado da linha para manobras de religamento de linhas sem compensação reativa.

Os zeros são detectados quando duas amostras consecutivas possuem polaridades distintas. Com isto, é possível determinar o período do sinal, já que o intervalo entre dois zeros consecutivos corresponde a meio período do sinal. A amplitude corresponde ao valor de pico detectado entre estes dois zeros consecutivos. E para o religamento sem compensação reativa, a polaridade da carga é detectada a partir da verificação do sinal de tensão do lado da linha.

3.1.3 ESTIMAÇÃO DOS SINAIS

A determinação do período e da amplitude dos sinais de referência é feita continuamente, até que seja dado o comando de fechamento dos contatos do disjuntor. Neste momento, os sinais de referência são estimados em instantes futuros a partir dos últimos dados registrados, o que inclui a última passagem por zero, a amplitude e o período do sinal. O primeiro instante futuro leva em consideração o tempo de operação do disjuntor.

No esquema apresentado na Figura 3.1 é ilustrada como é feita a estimação do sinal de referência. No momento em que é dado o comando para a operação do disjuntor, $t_{comando}$, a última passagem por zero, t_{zero2} , torna-se a referência para o sinal a ser estimado. Deste modo, tendo A como a amplitude do sinal e T_{sr} como meio período do mesmo, o sinal estimado após o tempo de operação do disjuntor, $T_{operação}$, é dado por:

$$s_{estimado} t = A \sin(\omega_{sr}(t + \Delta T)), \quad (3.2)$$

em que $\omega_{sr} = \pi/T_{sr}$ e,

$$\Delta T = T_{operação} + (t_{comando} - t_{zero2}). \quad (3.3)$$

Com isto, o primeiro instante estimado do sinal de referência corresponde ao instante $t_{estimado}$ indicado na Figura 3.1.

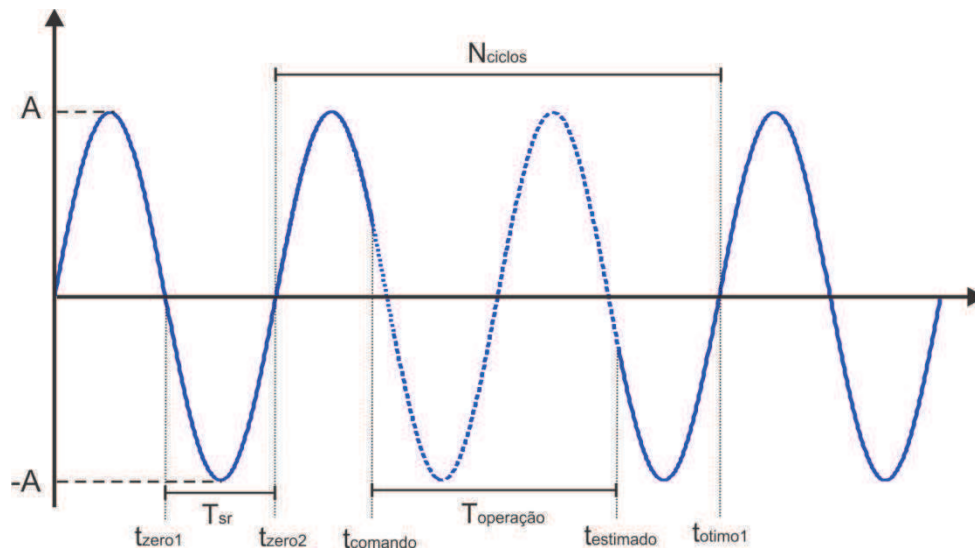


Figura 3.1 – Estimação do sinal de referência.

3.1.4 CÁLCULO DOS INSTANTES ÓTIMOS

A determinação dos instantes ótimos se baseia na estimação dos sinais de referência. Portanto, a forma de calcular os instantes dependerá do tipo de manobra e das condições de operação da linha.

Em manobras de energização, o sinal de referência é o sinal de tensão do lado da fonte. Logo, o instante ótimo corresponderá ao instante de passagem por zero deste sinal. Conforme mostrado na Figura 3.1 e utilizando a equação (3.3), tem-se que o número de ciclos entre a última passagem por zero e o primeiro instante ótimo é dado por:

$$N_{ciclos} = \text{int}_{sup} \frac{\Delta T}{2T_{sr}} , \quad (3.4)$$

em que $\text{int}_{sup} x = x$ se x é um inteiro, caso contrário será igual ao próximo maior inteiro. Com isto, o primeiro instante adequado para o fechamento dos contatos do disjuntor é dado por:

$$t_{otimo1} = t_{zero2} + 2T_{sr}N_{ciclos} . \quad (3.5)$$

Os instantes ótimos seguintes se repetirão a cada meio período do sinal.

No caso de manobras de religamento de linhas sem compensação reativa, o melhor instante para fechamento do disjuntor se situa nos picos do sinal, sendo negativo ou positivo dependendo da polaridade da carga residual. Então, para polaridade positiva, o primeiro instante ótimo é dado pela equação (3.6), e para polaridade negativa, pela equação (3.7), dadas a seguir:

$$t_{otimo1} = t_{zero2} + 2T_{sr} \cdot (N_{ciclos} + 1/4), \quad (3.6)$$

$$t_{otimo1} = t_{zero2} + 2T_{sr} \cdot (N_{ciclos} + 3/4). \quad (3.7)$$

Os próximos instantes ótimos se repetirão a cada período do sinal de referência.

Para as manobras de religamento de linhas com compensação reativa em derivação, o cálculo dos instantes de operação do disjuntor é um pouco mais complexo devido ao caráter oscilatório da carga residual. Nestas manobras, os sinais de referência são os sinais de tensão do lado da fonte e do lado da linha, que são tratados individualmente, estimando-os em instantes futuros como mostrado na seção 3.1.3. Após a estimação dos sinais, estes são analisados em conjunto, de modo que os instantes ótimos correspondem aos instantes de cruzamento dos sinais cujas respectivas derivadas tenham o mesmo sinal. Isto garantirá que o instante se encontra na região de menor pulsação do sinal de tensão sobre o disjuntor. Na Figura 3.2 é ilustrado o procedimento descrito. Observa-se que há vários instantes de cruzamento entre os sinais de referência estimados, que correspondem às passagens por zero do sinal de tensão sobre o disjuntor. No entanto, apenas um destes instantes, t_{cruz4} , corresponde a um instante ótimo, pois ocorre na região de menor batimento do sinal de tensão entre os contatos do disjuntor, como pode ser visto na Figura 3.2.

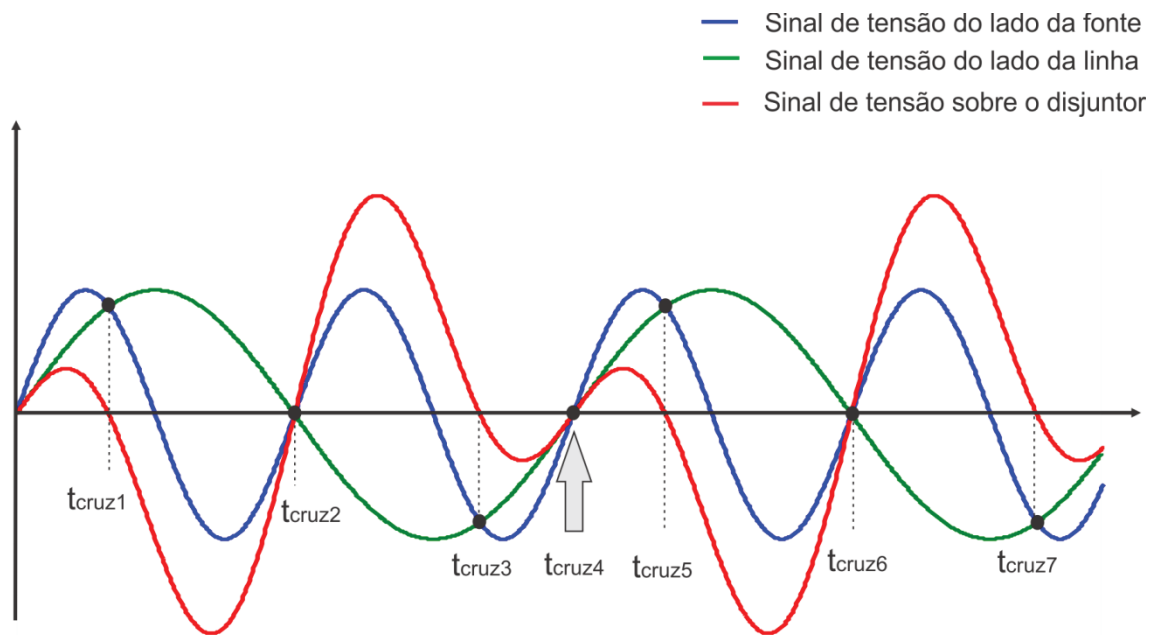


Figura 3.2 – Determinação dos instantes ótimos em uma manobra de religamento de linha com compensação reativa em derivação.

3.1.5 LÓGICA DO CONTROLADOR

Para cada fase tem-se um conjunto de possíveis instantes de fechamento do disjuntor, calculados conforme mostrado na seção anterior. Com esta informação, a lógica do controlador consiste em atrasar o instante de comando, $t_{comando}$, que é dado aleatoriamente, de modo que o chaveamento seja efetuado em um instante ótimo, t_{otimo} , e que o intervalo entre o instante de fechamento da última fase em relação à primeira seja o menor possível, garantindo a redução do efeito do acoplamento eletromagnético entre as fases. Portanto, o tempo de atraso necessário é dado por:

$$T_{atraso} = t_{otimo} - t_{comando} - T_{operação} , \quad (3.8)$$

em que $T_{operação}$ é o tempo nominal de operação do disjuntor. Associado ao tempo nominal de operação do disjuntor há uma dispersão estatística devido às incertezas no

mecanismo de fechamento. Em função da dificuldade em estimar esta dispersão, ela não é levada em consideração no tempo de atraso, como pode ser visto na equação (3.8). No Capítulo 2, na Figura 2.4, este tempo de atraso é ilustrado em um esquema típico de manobra controlada.

No próximo capítulo são apresentados os dois modelos de disjuntor utilizados nesse trabalho, que foram inseridos nas simulações das manobras controladas de energização e religamento trifásico de linhas para incluir o efeito da suportabilidade dielétrica do disjuntor no chaveamento controlado.

CAPÍTULO 4

MODELAGEM DA SUPORTABILIDADE DIELÉTRICA

Nesse trabalho são utilizados dois modelos de disjuntor para avaliar a influência da suportabilidade dielétrica em manobras controladas de linhas de transmissão. Os modelos são apresentados e descritos a seguir.

4.1 MODELO I: RETA ASSOCIADA À TDS

A suportabilidade dielétrica é comumente expressa pela TDS do disjuntor (CIGRE Working Group 13.07, 2001). Desta forma, a característica da suportabilidade pode ser modelada segundo uma reta com inclinação igual à TDS. Trata-se de uma representação simples e de fácil implementação, pois o principal dado necessário, que é a TDS, é geralmente fornecido pelo fabricante do disjuntor ou pode ser obtido por meio de testes. E até mesmo no caso de disjuntores mais antigos, que já estão em serviço, há um método de identificação da TDS baseado na comparação de um conjunto de padrões de pré-arco calculados numericamente com medições realizadas com o disjuntor real em campo (Krusi & Frohlich, 2002).

Ao admitir que a TDS do disjuntor é infinita, significa que a ocorrência do pré-arco foi desprezada. Portanto, do ponto de vista do chaveamento controlado, significa que os instantes ótimos podem sofrer influência apenas da dispersão mecânica dos contatos. Na Figura 4.1 (a) esta situação é ilustrada, em que $V_s(t)$ representa a curva da suportabilidade e $V(t)$ corresponde ao sinal de tensão sobre os contatos do disjuntor. Observa-se que o instante ótimo de fechamento, que corresponde ao zero da tensão, pode ser desviado apenas em função da dispersão mecânica Δt_m , de modo que a manobra pode ocorrer no intervalo limitado pelos instantes correspondentes às tensões A e B. Na Figura 4.1 (b) é mostrada a representação da suportabilidade segundo uma reta, que consiste em uma curva linear com inclinação igual à TDS.

Modelagem da Suportabilidade Dielétrica

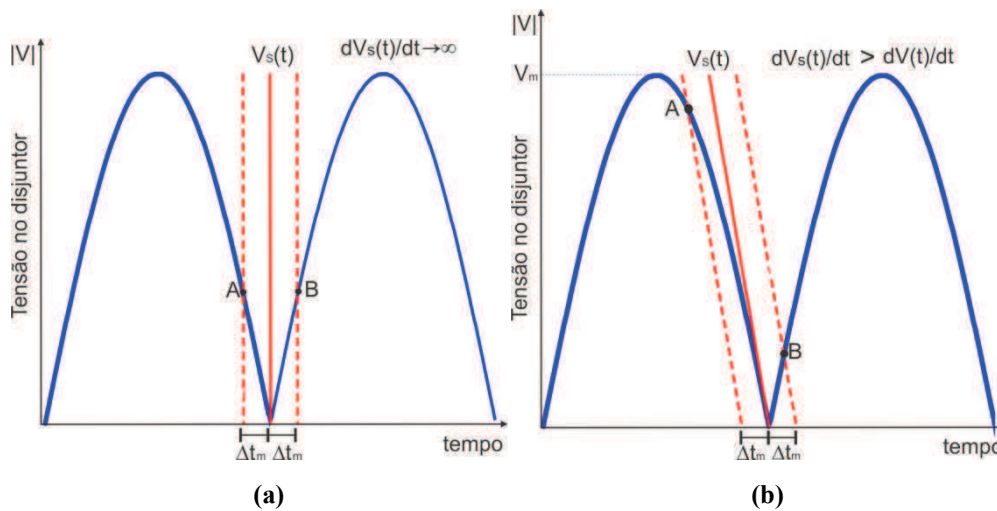


Figura 4.1– (a) Representação da curva de suportabilidade dielétrica com inclinação infinita; (b) Curva da suportabilidade dielétrica representada por uma reta associada à dispersão mecânica.

De acordo com a Figura 4.1 (b), a tensão de pré-arco pode assumir valores elevados a depender do desvio mecânico associado ao tempo de operação do disjuntor, cujo máximo valor é representado pelo ponto A. Esse modelo foi implementado no ATP com auxílio da linguagem MODELS, e a característica da suportabilidade dielétrica é associada à chave controlada do ATP, que representa o disjuntor. A característica da suportabilidade é dada pela seguinte equação:

$$V_s(t) = S(t - t_{otimo}), \quad (4.1)$$

em que S é a TDSD (dV_s/dt). Então, quando é dado o comando para fechamento dos contatos do disjuntor, o valor da suportabilidade dielétrica é calculado a cada passo de integração e é comparado com o valor absoluto da tensão sobre o disjuntor, $V(t)$. No instante em que a tensão sobre o disjuntor for superior à tensão disruptiva do meio isolante, dada pela equação (4.1), detecta-se que ocorreu uma ruptura, e um sinal de comando é enviada à chave para que seja fechada. Na Figura 4.2 é mostrado o esquema que ilustra o funcionamento do modelo.

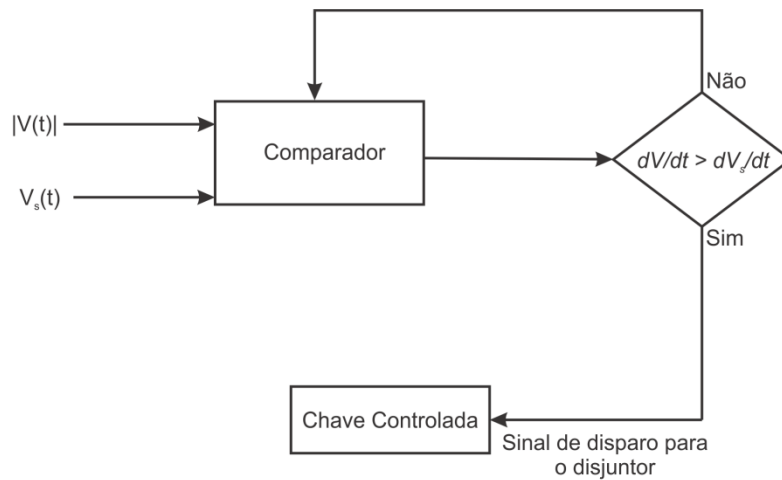


Figura 4.2 – Representação do modelo do disjuntor pela TDSD.

Como mostrado na Figura 4.1 (b), dependendo do desvio mecânico em relação ao tempo nominal de operação do disjuntor, as tensões de pré-arco podem ser elevadas, o que acarreta maiores sobretensões. Para minimizar a máxima tensão de pré-arco, o instante ótimo de fechamento deve ser atrasado, conforme mostrado nas Figuras 4.3 (a) e (b). Na Figura 4.3 (a), tem-se o caso em que a taxa de suportabilidade dielétrica é maior ou igual à máxima derivada do sinal de tensão do sistema, dV/dt , enquanto que na Figura 4.3 (b), a taxa de suportabilidade é menor que dV/dt .

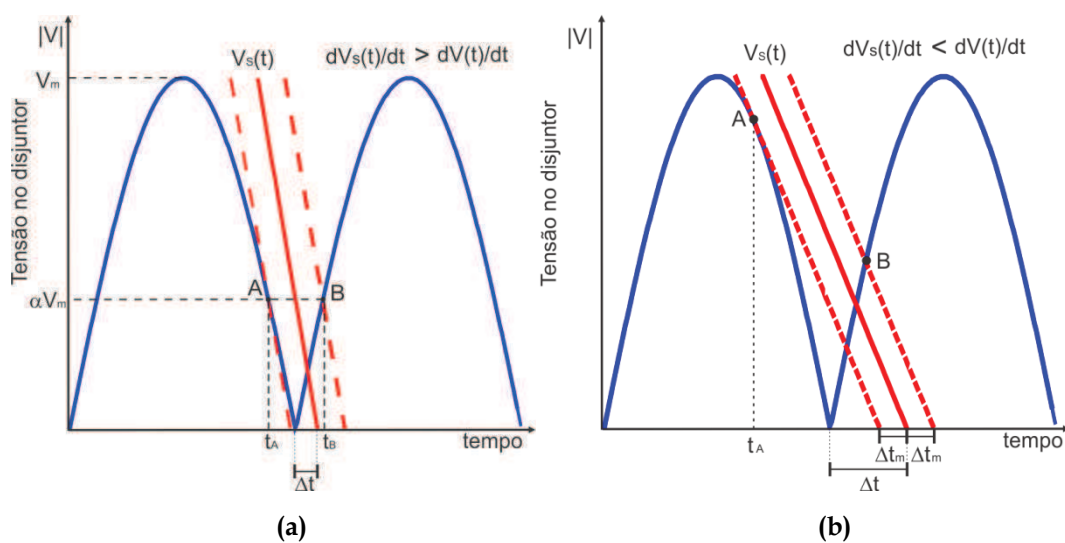


Figura 4.3 – Ajuste do instante ótimo para minimizar a máxima tensão de pré-arco.

O atraso Δt pode ser obtido analiticamente, sendo função das características do disjuntor e do sistema elétrico (Rocha *et al.*, 1997). Então, a partir das relações geométricas entre as grandezas da Figura 4.3, determina-se o atraso ótimo.

Para a situação ilustrada na Figura 4.3 (a), a equação do atraso é dada por:

$$\Delta t = \frac{V_m \text{sen } \omega \Delta t_m}{dV_s/dt}, \quad (4.2)$$

em que V_m é o pico da tensão do sistema, ω é a frequência angular nominal do sistema e dV_s/dt é a taxa de decaimento da suportabilidade dielétrica do disjuntor. Para o segundo caso, em que a taxa de decaimento é inferior à máxima derivada da tensão do sistema, são encontradas duas equações para o atraso:

$$\Delta t = \frac{\text{sen}(\omega t_A)}{\omega k} - t_A + \Delta t_m, \text{ quando } t_A < t_{otimo} - \Delta t_m, \quad (4.3)$$

$$\Delta t = \frac{\text{sen}(\omega \Delta t_m)}{\omega k}, \text{ quando } t_A > t_{otimo} - \Delta t_m, \quad (4.4)$$

em que t_A é o instante em que a reta da suportabilidade dielétrica associada ao desvio mecânico tangencia o sinal de tensão sobre o disjuntor e k é a TDSD normalizada. Com as equações (4.2), (4.3) e (4.4) é possível ajustar os instantes de fechamento do disjuntor que foram calculados pelo método de chaveamento, e então reduzir o efeito do decaimento da suportabilidade dielétrica. Estas equações são modeladas utilizando a MODELS, e modificam o instante ótimo calculado pela técnica de chaveamento controlado.

Na Figura 4.4 é apresentado um conjunto de curvas do atraso Δt em função da TDSD e da dispersão mecânica para uma frequência nominal de 60 Hz para manobras de energização. Observa-se que o atraso aumenta com a diminuição da taxa de decaimento e com o aumento da dispersão mecânica.

Na Figura 4.5 são apresentadas as curvas de máxima tensão de pré-arco também em função da TDSD e da dispersão mecânica para manobras de energização. O mesmo

comportamento apresentado para o atraso é identificado para a máxima tensão de pré-arco, a qual aumenta à medida que a taxa de decaimento diminui e a dispersão mecânica aumenta. Com estes resultados, é possível constatar que a redução das sobretensões de manobra não depende somente do desempenho do chaveamento controlado na determinação das passagens por zero do sinal de tensão sobre o disjuntor, mas depende também das suas características.

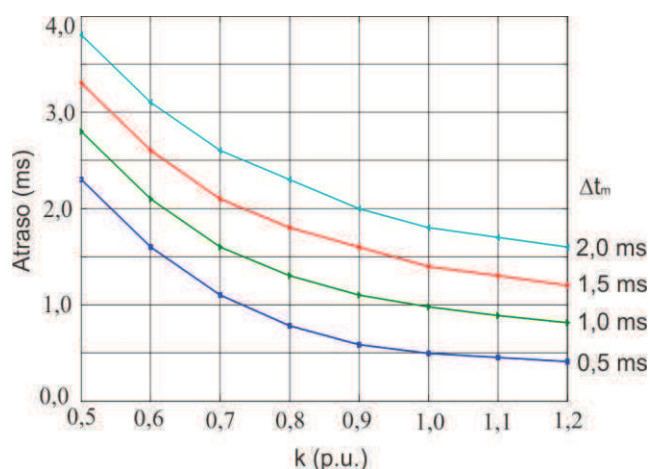


Figura 4.4 – Curvas do atraso Δt para um sistema elétrico com frequência nominal de 60 Hz para manobras de energização.

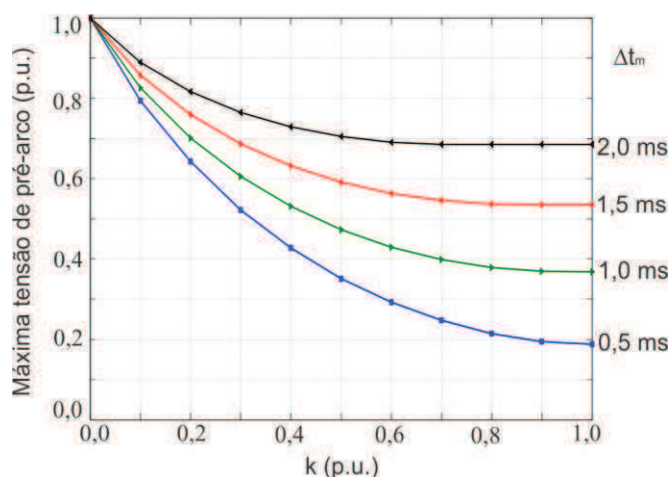


Figura 4.5 - Curvas da máxima tensão de pré-arco para um sistema elétrico com frequência nominal de 60 Hz para manobras de energização.

4.2 MODELO II: EQUAÇÃO DE ARCO ELÉTRICO DE MAYR

Como apresentado no Capítulo 2, não somente em operações de abertura, mas também em manobras de fechamento, um arco elétrico pode se estabelecer entre os contatos do disjuntor. Deste modo, é possível utilizar uma equação de arco elétrico para modelar o disjuntor durante uma operação de fechamento. Conforme apresentado no Capítulo 2, há diversos modelos de arco elétrico, e os do tipo caixa-preta são os mais indicados para estudar a interação arco-circuito. Dentre os modelos caixa-preta, a equação de Mayr foi selecionada para o estudo proposto nesse trabalho por ser um modelo adequado para representação de arco elétrico na região de baixas correntes, que é o caso das manobras de energização e religamento de linhas.

Um modelo de arco elétrico rege o comportamento da condutância do arco que se estabelece entre os contatos do disjuntor após a ruptura dielétrica. A equação de Mayr foi apresentada no Capítulo 2, e é dada a seguir novamente por conveniência:

$$\frac{d \ln g}{dt} = \frac{1}{\tau_m} \frac{v_{arco} i_{arco}}{P_o} - 1 \quad , \quad (4.5)$$

em que g é a condutância instantânea do arco, τ_m é a constante de tempo do arco de Mayr, P_o é a potência de resfriamento, i_{arco} e v_{arco} são a corrente e a tensão instantâneas do arco, respectivamente. Essa equação foi implementada com auxílio da linguagem MODELS, e a partir da sua solução é obtido o valor da resistência dos contatos do disjuntor, que é representado no ATP por uma resistência variável controlada. Desta forma, o disjuntor é modelado como uma resistência variável em paralelo com uma chave controlada, conforme ilustrado na Figura 4.6.

Quando o disjuntor está aberto, a resistência é constante e igual a $10^8 \Omega$. No instante em que é dado o comando para a realização da manobra, o modelo I é utilizado para identificar a ocorrência da ruptura dielétrica. No momento em que se verifica a ocorrência do pré-arco, a resistência do disjuntor torna-se variável e é calculada a partir da equação (4.5). A cada passo de integração, o valor da resistência é atualizado e é comparado com um valor de referência, que é o valor da resistência dos contatos, cujo

valor típico é de $10^{-6} \Omega$, o que indica que ocorreu o fechamento efetivo dos contatos. Então, quando a resistência do arco alcança esse valor de referência, um sinal de comando é enviado à chave paralela à resistência, efetuando o fechamento mecânico do disjuntor.

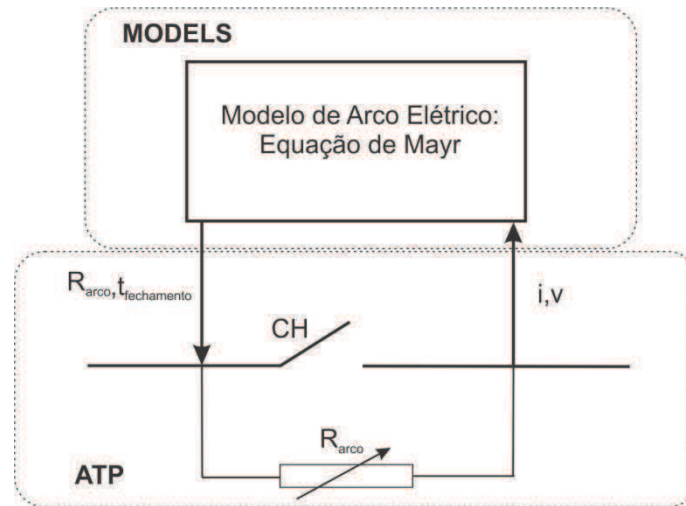


Figura 4.6 – Esquema do modelo de disjuntor no ATP utilizando um modelo de arco elétrico implementado na MODELS.

Como é possível observar na Figura 4.6, o modelo de arco é implementado na MODELS, e necessita dos valores de tensão e corrente no disjuntor, os quais são transferidos do ATP para a MODELS a cada passo de integração. A equação de arco é solucionada e o valor da resistência do arco é passado da MODELS para o ATP. Esse processo é repetido até que R_{arco} alcance o valor que indica que o arco elétrico cessou, ou seja, que ocorreu o acoplamento efetivo dos contatos. Neste momento é enviado um sinal de comando da MODELS para a chave controlada no ATP, e a manobra é realizada.

A maior dificuldade encontrada na implementação e utilização de um modelo de arco elétrico em manobras de fechamento é a falta de dados que definem os parâmetros do modelo. Equações de arco elétrico são empregadas comumente para modelar o comportamento do disjuntor durante operações de abertura, em interrupções de defeitos. Logo, na literatura é possível encontrar parâmetros típicos para diferentes tipos de disjuntores que foram determinados a partir de registros oscilográficos provenientes de ensaios de abertura (Martinez *et al.*, 2005; Giménez & Hevia, 1999). Então, devido à

falta de dados específicos para o estudo proposto, foram utilizados quatro pares de parâmetros para o modelo de Mayr aplicados a casos de abertura. O uso de parâmetros distintos é uma forma de avaliar a tendência do comportamento das sobretensões quando uma equação de arco é incluído no modelo do disjuntor.

Os resultados e análises das simulações de manobras de energização e religamento com os dois modelos de disjuntor apresentados neste capítulo serão apresentados no capítulo seguinte.

CAPÍTULO 5

RESULTADOS E ANÁLISES

A avaliação da influência da suportabilidade dielétrica do disjuntor no chaveamento controlado é feita a partir de simulações de manobras de energização e religamento trifásico de linhas de transmissão via ATP. São utilizados dois sistemas elétricos de 500 kV. O primeiro trata-se de um sistema fictício, porém baseado em dados reais de um sistema da CHESF (Companhia Hidro Elétrica de São Francisco). E o segundo corresponde a um trecho do SIN (Sistema Interligado Nacional). Ambos os sistemas são descritos na próxima seção.

Nas seções subsequentes deste capítulo são apresentados os resultados das simulações. Inicialmente são apresentados casos de energização e religamento trifásico, em que o disjuntor é modelado segundo a característica da suportabilidade dielétrica, que corresponde ao Modelo I descrito no Capítulo 4. Em seguida, são apresentados casos de energização quando o modelo do disjuntor inclui uma equação de arco elétrico, Modelo II. Nesta etapa é feita uma análise comparativa entre os resultados obtidos com Modelo I e com o Modelo II para verificar a viabilidade da utilização dos modelos para incluir a característica da suportabilidade dielétrica do disjuntor nas simulações.

5.1 SISTEMAS ELÉTRICOS MODELADOS

O sistema elétrico fictício é composto por uma linha de 500 kV com 400 km de extensão, e nos terminais da linha encontram-se instalados para-raios de óxido de zinco (ZnO) de 420 kV, conforme apresentado na Figura 5.1. Os dados do sistema são baseados em um sistema de 500 kV da CHESF, e são apresentados nas Tabelas 5.1, 5.2, 5.3 e 5.4. O sistema foi modelado no ATP, e com auxílio da linguagem MODELS foi implementado o método de chaveamento controlado utilizado nesse estudo (Dantas *et al.*, 2011).

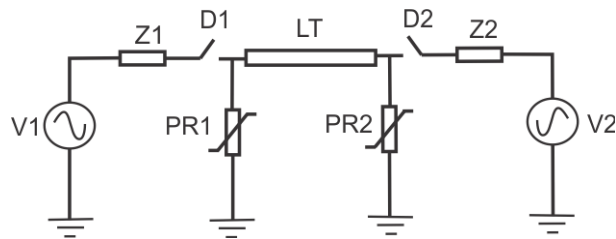


Figura 5.1 – Esquema básico do sistema elétrico modelado.

Tabela 5.1 – Módulo e fase das fontes de tensão (Base 550 kV).

Barra	Módulo (p.u.)	Fase (°)
Fonte 1	1,00	0
Fonte 2	0,99	- 10

Tabela 5.2 – Impedâncias das fontes.

Fonte	Sequência zero		Sequência positiva	
	R_0 (Ω)	X_0 (Ω)	R_1 (Ω)	X_1 (Ω)
Fonte 1	1,1268	20,838	0,9681	28,513
Fonte 2	1,1268	20,838	0,9681	28,513

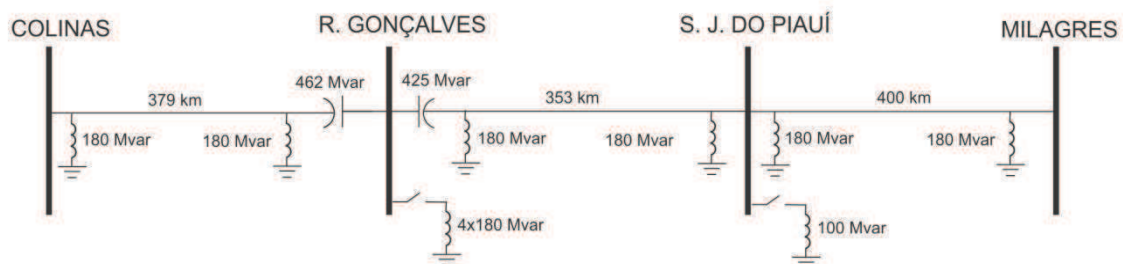
Tabela 5.3 – Dados de sequência da linha de transmissão.

Sequência	R (Ω /km)	X (Ω /km)	ωC (μS /km)
Zero	0,3996	0,9921	3,0839
Positiva	0,0333	0,3170	5,2033

Tabela 5.4 – Característica dos para-raios de ZnO com tensão nominal de 420 kV.

Corrente (kA)	Tensão fase-terra (kV)
0,001	643,72
0,010	681,23
0,050	721,27
0,100	738,70
0,200	756,14
0,400	775,75
0,700	793,18
1,000	806,26
2,000	830,23
5,000	873,81

O segundo sistema elétrico utilizado corresponde a um trecho do SIN, que inclui uma ampliação da interligação Norte-Nordeste por meio do segundo circuito da LT 500 kV Colinas – Ribeiro Gonçalves – São João do Piauí e da LT 500 kV São João do Piauí – Milagres, ilustrado na Figura 5.2. Para esse estudo, a modelagem do sistema de 500 kV foi realizada com detalhes, enquanto que o sistema externo foi modelado a partir de equivalentes de Thévenin. Os dados do sistema, utilizados para a modelagem no ATP, são referentes à configuração prevista na fase de implantação (Dantas, 2007), e são apresentados no Apêndice A.

**Figura 5.2** – Trecho do SIN referente à ampliação da interligação Norte-Nordeste.

Para realizar o estudo proposto, as manobras de energização e religamento foram efetuadas na LT São João do Piauí – Milagres. Trata-se de uma linha com 400 km de extensão, com reatores de 180 Mvar instalados nos terminais da linha. Na Figura 5.3 é

apresentada a geometria da linha, e nas Tabelas 5.5 e 5.6 são apresentados os dados dos condutores e de sequência da linha.

Tabela 5.5 – Dados dos condutores da LT São João do Piauí – Milagres.

Parâmetros	Condutor fase	Condutor para-raios
Tipo de cabo	Cabo Rail	Cabo EHS 3/8''
Diâmetro externo (cm)	2,96	0,914
Raio médio geométrico (cm)	1,1735	0,0302
Resistência CA (Ω)	0,0674	4,271

Tabela 5.6 – Dados de sequência da LT São João do Piauí – Milagres.

Sequência	R (Ω /km)	X (Ω /km)	ωC (μS /km)
Positiva	0,0186	0,267	6,124
Zero	0,4930	1,339	2,890

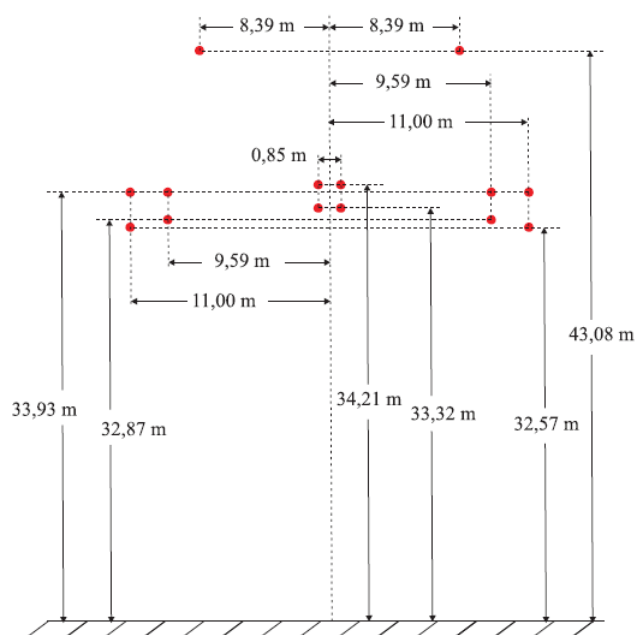


Figura 5.3 – Geometria da linha de 500 kV São João do Piauí – Milagres.

5.2 SIMULAÇÕES COM O MODELO I

O efeito da suportabilidade dielétrica no chaveamento controlado é avaliado inicialmente com o Modelo I, apresentado no Capítulo 4. Nas Figuras 5.4 (a) e (b) são apresentadas as curvas de sobretensões ao longo da LT oriundas de manobras de energização e religamento trifásico, respectivamente, realizadas no sistema elétrico fictício para diferentes valores da TDS. Conforme observado, à medida que a TDS aumenta, a influência da suportabilidade no desempenho do chaveamento controlado diminui. Portanto, uma das exigências em relação ao disjuntor utilizado para a aplicação do chaveamento controlado é que tenha uma elevada TDS.

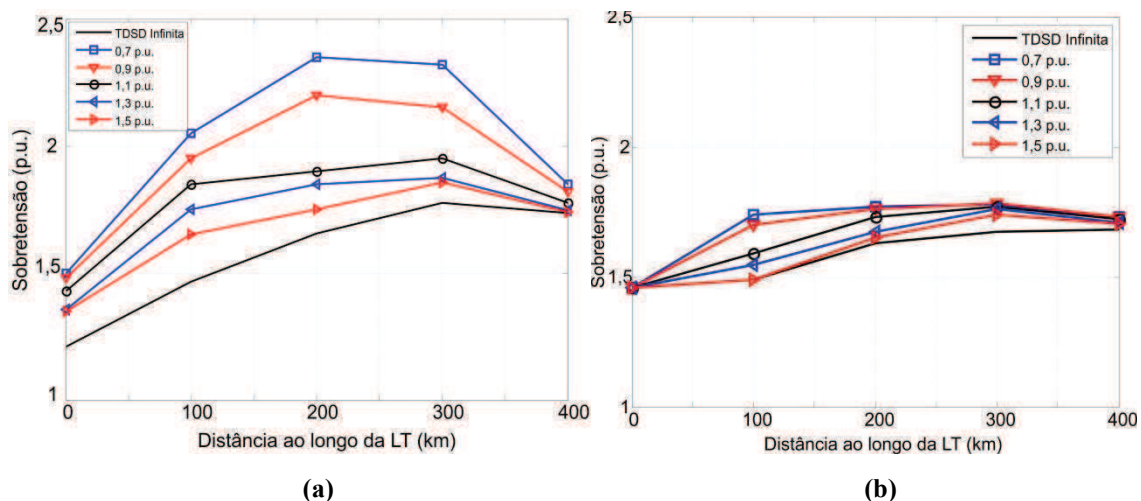


Figura 5.4 – Curvas das sobretensões ao longo da LT para diferentes valores de TDS: **(a)** manobras de energização; **(b)** manobras de religamento trifásico.

Pode-se observar ainda que, na manobra de religamento, a influência da suportabilidade dielétrica na redução das sobretensões é menor. Este comportamento deve-se à forma de onda do sinal de tensão entre os contatos do disjuntor. Quando uma manobra de religamento é realizada em uma linha com compensação reativa, o fechamento ótimo deve ocorrer na região de menor batimento do sinal de tensão, como apresentado no Capítulo 2. Nesta região, a amplitude do sinal de tensão é mais baixa, o que reduz a probabilidade de ocorrência de pré-arco. As curvas apresentadas na Figura

5.4 (b) são referentes às manobras de religamento da LT com grau de compensação reativa de 30%.

Para minimizar o efeito da suportabilidade dielétrica, uma alternativa bastante utilizada é atrasar os instantes de fechamento, calculados previamente pelo método de chaveamento controlado, baseado nas características do disjuntor: TDSD e dispersão mecânica. O cálculo desse atraso foi apresentado no Capítulo 4.

Com a finalidade de validar o uso do Modelo I na representação do disjuntor, são simulados casos de energização e religamento na LT São João do Piauí – Milagres. A implementação do modelo é baseada nos dados de um disjuntor a gás de 550 kV, o qual apresenta uma TDSD média de 0,9 p.u. em relação à máxima derivada do sinal de tensão do sistema e um desvio padrão de 0,3 ms no tempo nominal de operação do disjuntor (Kohyama *et al.*, 2001). Estes dados serão utilizados em todas as demais simulações apresentadas com o Modelo I.

São simulados 100 casos para cada manobra, e é feita uma análise comparativa entre o perfil de sobretensões ao longo da LT quando a TDSD é considerada infinita e quando é utilizado o Modelo I para a representação do disjuntor. As curvas são apresentadas nas Figuras 5.5 (a) e (b), referentes às manobras de energização e religamento, respectivamente.

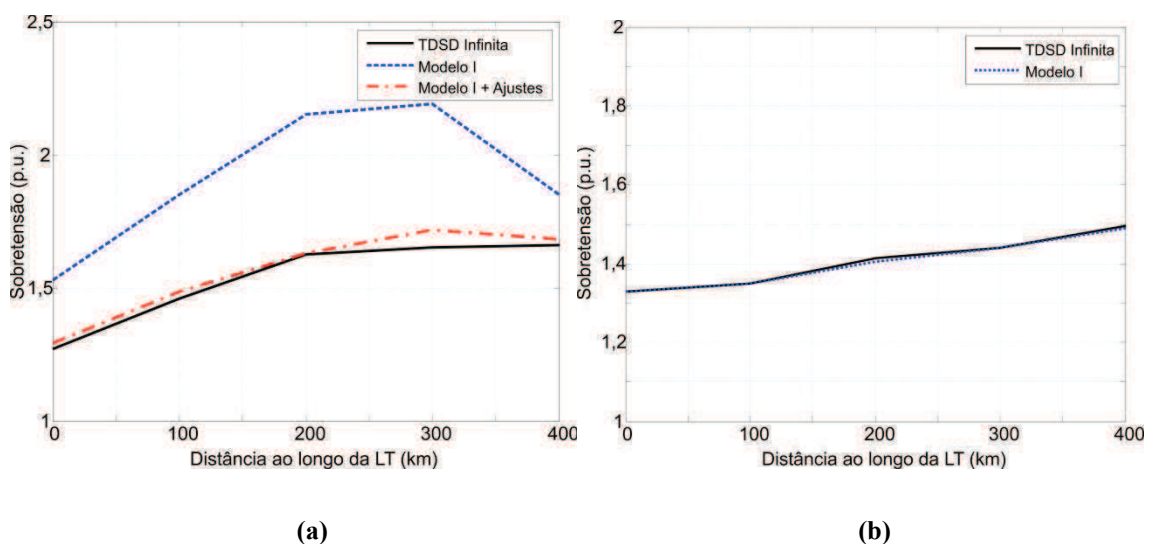


Figura 5.5 – Curvas das sobretensões ao longo da LT São João do Piauí - Milagres: **(a)** manobras de energização; **(b)** manobras de religamento trifásico.

Para a manobra de energização, observa-se que quando a característica da suportabilidade dielétrica é considerada na representação do disjuntor, há um aumento significativo na amplitude das sobretensões geradas com a manobra. Na Tabela 5.7 são apresentados os valores máximos de sobretensão para cada caso, e verifica-se que ao considerar a suportabilidade dielétrica (Modelo I), há um aumento de 32% na máxima sobretensão em relação ao caso com a TSDS infinita. Portanto, é imprescindível que os instantes ótimos sejam atrasados a fim de minimizar as tensões de pré-arco, e, conseqüentemente, as sobretensões originadas com a manobra. Como mostrado na Figura 5.5 (a), o atraso dado ao instante ótimo é suficiente para minimizar o efeito da TSDS. Obteve-se uma redução de 21%, como pode ser visto na Tabela 5.7.

Tabela 5.7 – Máximos valores de sobretensões obtidos em manobra de energização com a TSDS infinita e Modelo I.

Caso simulado	Máxima sobretensão (p.u.)
TSDS Infinita	1,66
Modelo I	2,19
Modelo I + Ajuste	1,72

Para a manobra de religamento, observa-se que a característica da suportabilidade dielétrica do disjuntor não compromete o desempenho do método de chaveamento controlado. A LT em estudo apresenta reatores em derivação instalados em seus terminais, o que resulta em um grau de compensação reativa por volta de 60%. Portanto, o sinal de tensão entre os contatos do disjuntor apresenta caráter oscilatório, com regiões de menor batimento bem definidas, o que reduz a probabilidade de ocorrência de ruptura dielétrica. Por esta razão, a influência da TSDS do disjuntor na redução das sobretensões transitórias torna-se praticamente desprezível.

5.3 SIMULAÇÕES COM O MODELO II

Em manobras de fechamento, quando ocorre a ruptura dielétrica, um arco elétrico se estabelece entre os contatos do disjuntor. O arco é encurtado à medida que a distância entre os contatos diminui, e cessa naturalmente com o fechamento mecânico dos contatos. O estabelecimento do arco elétrico provoca uma queda de tensão sobre o disjuntor. Deste modo, quando ocorre o acoplamento efetivo dos contatos, a manobra é efetuada em uma tensão mais baixa. Portanto, espera-se que as sobretensões oriundas das manobras quando o disjuntor é modelado por uma equação de arco sejam menores em relação ao que se obtêm quando o modelo mais simples para o disjuntor é utilizado, Modelo I.

Com o Modelo II, o disjuntor é representado pela equação de Mayr durante o período de pré-arco de acordo com o que foi apresentado no Capítulo 4. Para avaliar os resultados obtidos com este modelo, foram utilizados quatro conjuntos de parâmetros referentes ao modelo de Mayr encontrados na literatura (Chang *et al.*, 2004; Giménez & Hevia, 1999; Koshizuka *et al.*, 2009; Habedank, 1993), os quais são apresentados na Tabela 5.8. A utilização de mais de um conjunto de parâmetros para modelar o arco foi adotada em função da falta de dados específicos para o caso estudado, ou seja, o fenômeno do arco elétrico durante uma operação de fechamento. Deste modo, a finalidade do estudo com parâmetros distintos para o modelo de arco é avaliar a tendência do perfil das sobretensões ao longo da LT, geradas com a manobra, quando, além da TDSD do disjuntor, um modelo de arco é considerado.

Tabela 5.8 – Conjunto de parâmetros para o modelo de Mayr.

Parâmetros	τ (μ s)	P_0 (W)
Dados 1	0,3180	788,653
Dados 2	0,3327	35100
Dados 3	0,1600	13600
Dados 4	0,1240	3450

Conforme mostrado na Tabela 5.8, as constantes de tempo do arco são bem pequenas. Logo, para o estudo correto do fenômeno do arco elétrico durante a

simulação de uma manobra controlada, é necessário que o passo de integração do ATP seja menor ou igual à constante de tempo do arco, o que requer maior tempo de processamento. E devido à característica probabilística das sobretensões transitórias, é necessário simular um número considerável de casos para uma mesma manobra a fim de construir um histograma de sobretensões máximas. Portanto, por motivos de simplicidade foram simuladas apenas manobras de energização com a linha do sistema fictício. A utilização do sistema referente à interligação Norte-Nordeste do SIN exigiria um tempo de simulação bem superior devido à extensão do sistema.

O estudo do efeito do arco elétrico durante o chaveamento controlado foi feito a partir de um estudo comparativo com o Modelo I. Para isso, foram utilizadas as características do disjuntor a gás apresentado na seção anterior (Kohyama *et al.*, 2001). Na Figura 5.6 são mostradas as curvas do perfil de sobretensões ao longo da LT, obtidas com os diferentes parâmetros de arco apresentados na Tabela 5.8.

Conforme esperado, quando uma equação de arco elétrico é incluída no modelo do disjuntor, as sobretensões ao longo da linha são inferiores às sobretensões originadas quando é considerada apenas a TDSO do disjuntor. Para todos os parâmetros utilizados, observou-se o mesmo comportamento.

Ao incluir a equação de arco elétrico na modelagem do disjuntor, obtém-se uma representação mais detalhada e exata do comportamento do disjuntor durante uma manobra controlada. No entanto, a implementação de um modelo de arco elétrico não é uma tarefa trivial. A determinação dos parâmetros do modelo exige uma série de etapas, que envolvem desde ensaios com o disjuntor para obtenção de registros de tensão e corrente até a aplicação de técnicas para o cálculo correto dos parâmetros. Para a análise realizada neste trabalho, o modelo que inclui apenas a representação da suportabilidade dielétrica por uma reta com inclinação igual à TDSO é suficiente (Modelo I).

Na Tabela 5.9 são apresentados os valores máximos de sobretensões ao longo da linha para os casos com a TDSO infinita e com os modelos I e II sem ajustes. Observa-se que não há uma diferença significativa em relação aos valores máximos de sobretensão obtidos com o Modelo I e com o Modelo II, de apenas 1,36%. Em relação aos casos simulados considerando a TDSO infinita, houve um aumento de 25% das sobretensões com o Modelo I e de 23% com o Modelo II. Com isso, constata-se que a suportabilidade dielétrica do disjuntor influencia o desempenho do chaveamento

controlado, e que não há uma diferença relevante entre os resultados obtidos com os Modelos I e II.

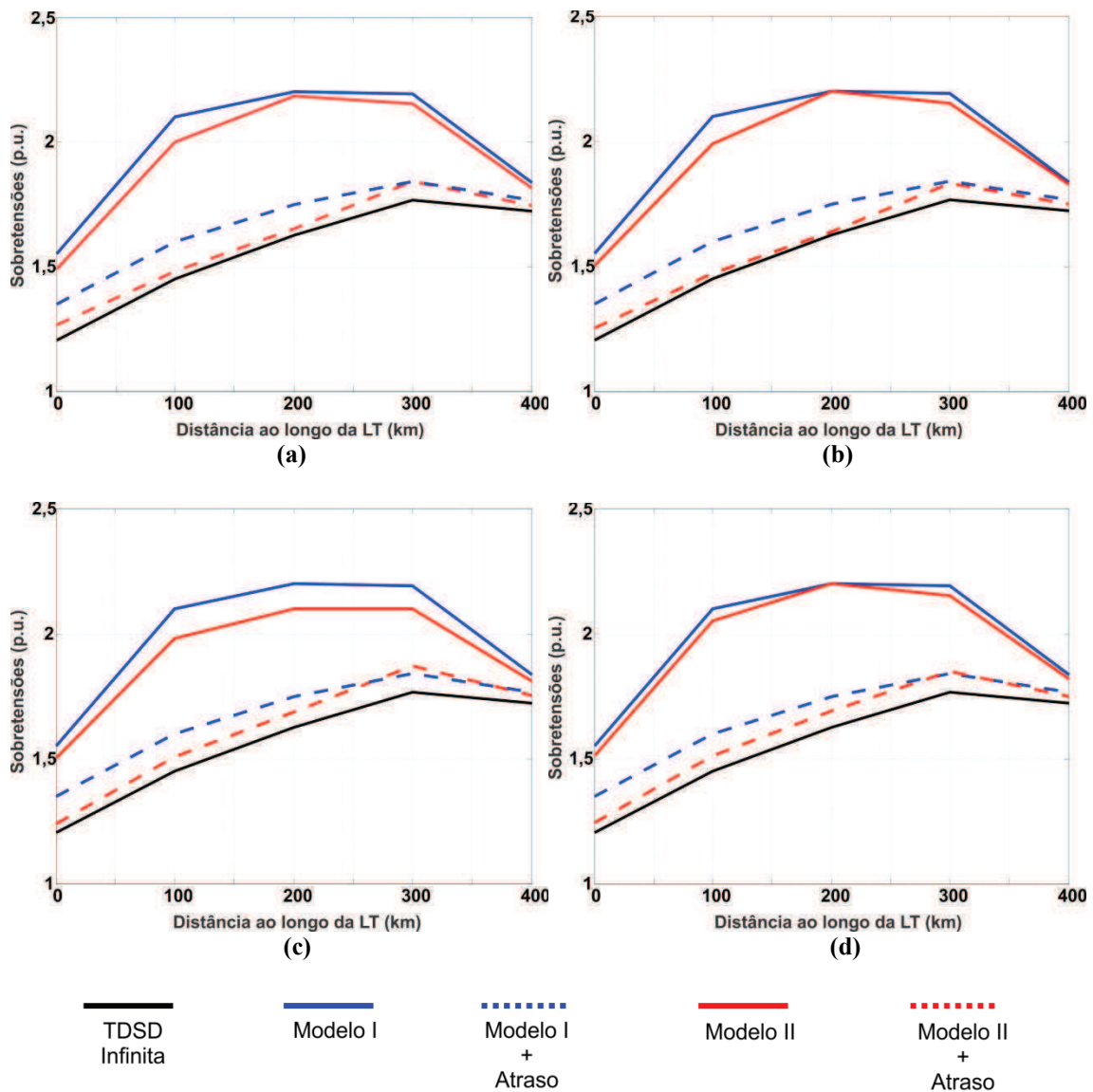


Figura 5.6 – Curvas das sobretensões ao longo da LT do sistema fictício devido a manobras de energização: (a) Dados 1; (b) Dados 2; (c) Dados 3; (d) Dados 4.

Tabela 5.9 – Máximos valores de sobretensões obtidos com os modelos I e II e a TDS infinita.

Casos simulados	Máxima sobretensão (p.u.)
TDS Infinita	1,76
Modelo I	2,2
Modelo II	2,17

Na Tabela 5.10 são apresentados os valores máximos das sobretensões referentes aos quatro casos apresentados na Figura 5.6 quando os instantes de fechamentos são atrasados. Com ambos os modelos de disjuntor obteve-se uma redução significativa na amplitude das sobretensões. Desta forma, quando são dados atrasos nos instantes calculados pelo método de chaveamento controlado, é possível reduzir a influência da suportabilidade dielétrica, de modo que o aumento das sobretensões obtidas com os Modelos I e II foi menor que 6%.

Tabela 5.10 – Máximos valores de sobretensões obtidos com os modelos I e II com o atraso.

Casos simulados	Máxima sobretensão (p.u.)
TSD Infinita	1,76
Modelo I + Atraso	1,84
Modelo II + Atraso	1,85

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES

Nesse trabalho foi analisada a influência da característica da suportabilidade dielétrica do disjuntor em manobras controladas de energização e religamento de linhas de transmissão. As simulações foram realizadas no ATP, e foram utilizados dois sistemas elétricos de 500 kV para o estudo, em que um deles corresponde a uma parte do SIN.

No chaveamento controlado, o elemento principal do processo é o disjuntor de alta tensão. Portanto, é importante conhecer as características desse equipamento para garantir que o chaveamento controlado seja aplicado com sucesso na redução das sobretensões. A motivação principal para a realização do estudo surgiu da preocupação em verificar o desempenho de uma técnica de chaveamento controlado aplicada a manobras de linhas de transmissão, desenvolvida pelo GSE, quando a característica da suportabilidade dielétrica do disjuntor é considerada nas simulações digitais. Esta técnica foi desenvolvida inicialmente admitindo uma TDSD infinita, o que evita a ocorrência de pré-arco. No entanto, sabe-se que, à medida que a distância entre os contatos de um disjuntor diminui durante uma operação de fechamento, a tensão suportada pelo meio isolante entre os contatos também diminui. Portanto, se a tensão aplicada ao disjuntor exceder a tensão suportada pelo dielétrico, uma ruptura ocorre, e um arco elétrico se estabelece entre os contatos. Isto acarreta o fechamento elétrico do disjuntor antes do acoplamento efetivo dos contatos, comprometendo a eficiência do método de chaveamento controlado.

A partir dos resultados das simulações realizadas no ATP, observou-se que quando a suportabilidade dielétrica é incluída no modelo do disjuntor, as sobretensões ao longo da LT são maiores. Esta constatação já era esperada, visto que, além da dispersão mecânica em relação ao tempo nominal do disjuntor, os instantes ótimos para efetuar a manobra também podem ser alterados devido à ocorrência do pré-arco. Portanto, é importante que esta característica do disjuntor seja considerada nas simulações digitais. Não apenas torna as simulações mais realistas, como permite que

seja avaliada a viabilidade da utilização de um determinado disjuntor no chaveamento controlado.

Outra constatação importante foi quanto à influência da suportabilidade dielétrica do disjuntor depender do tipo de manobra realizada e das condições de operação do sistema. Em manobras de energização, a influência no desempenho do chaveamento controlado é maior. Portanto, um dos requisitos necessários para a utilização de um determinado disjuntor no chaveamento controlado é que ele apresente TDSD elevada. Porém, foi visto também que atrasos dados aos instantes ótimos são capazes de reduzir significativamente a sua influência nas manobras de energização.

Para o religamento, observou-se que a influência é menor, e torna-se praticamente desprezível quando a linha apresenta elevado grau de compensação reativa. Este comportamento está diretamente associado à forma de onda do sinal de tensão sobre o disjuntor. Para linhas compensadas, o sinal de tensão sobre o disjuntor apresenta caráter oscilatório, de modo que os melhores instantes para efetuar o religamento são aqueles de passagem por zero, presentes na região de menor pulsação do sinal. Logo, as tensões são menores, o que reduz a probabilidade de ocorrência de ruptura dielétrica.

Dentre os modelos utilizados para a representação do disjuntor, o modelo em que é considerada apenas a TDSD, modelo I, apresentou-se como o mais adequado para o estudo proposto devido à simplicidade de implementação. O segundo modelo, modelo II, que além da TDSD inclui uma equação de arco elétrico, é um modelo mais complexo e elaborado. A determinação dos parâmetros do modelo não é uma tarefa trivial. E de acordo com as simulações, a diferença é mínima entre os resultados obtidos com ambos os modelos. A representação da suportabilidade dielétrica por uma reta com inclinação igual à TDSD é bastante usual entre os trabalhos na área de chaveamento controlado, adotada, inclusive, por empresas que fabricam dispositivos comerciais de chaveamento controlado, como a ABB.

Então, com a realização deste trabalho constatou-se a importância da característica da suportabilidade dielétrica do disjuntor no chaveamento controlado. De modo que, o conhecimento dessa característica e o uso de um modelo de disjuntor que a considere são importantes para garantir que as simulações digitais apresentarão resultados condizentes com o que ocorre na prática. Além disso, permite que sejam

aplicados ajustes nos instantes de fechamento calculados pela técnica de chaveamento controlado, com o objetivo de reduzir o impacto da suportabilidade dielétrica na redução das sobretensões.

Além das características dos disjuntores, há outros fatores que precisam ser estudados que podem influenciar o desempenho do método de chaveamento controlado. Portanto, como continuação do estudo aqui realizado, são sugeridas as seguintes propostas de trabalho:

- Avaliar a influência da compensação série de linhas, pois o comportamento da carga residual é distinto do comportamento apresentado quando a compensação é realizada por reatores em derivação.
- Avaliar a influência do arco elétrico secundário no desempenho do método de chaveamento controlado em manobras de religamento monopolar de linha, pois é um dos principais fenômenos presente nesse tipo de manobra.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABB. *Controlled Switching, Buyer's & Application Guide*. Edition 3.2. 2012.

Atefi, M. A., Sanaye-Pasand, M. "Improving Controlled Closing to Reduce Transients in HV Transmission Lines and Circuit Breakers". *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 28, p. 733 – 741, 2012.

Carvalho, A. C. C., Puente, A. P., Fuchs, A., Portela, C. M., Figueiredo, D. D., Gueratto, E. J., Carvalho, F. M. S., Garcia Jr., G., Morais, I. S., Amon Filho, J., Teixeira, J. S., Silva, L. da P. S., Asano, M., Drummond, M. A. G., Lacorte, M., Vorpe, M. A., Kastrup Filho, O., Colombo, R., Fernandes Jr., S. V., Morais, S. de A., Frontin, S. de O., França, W. J. *Disjuntores e Chaves – Aplicação em Sistemas de Potência*. FURNAS, Rio de Janeiro, 1995.

Chang, G. W., Huang, H. M., Lai, J. H. "Modeling SF6 Circuit Breaker for Shunt Reactor Switching Transients Analysis". 2004 *International Conference on Power System Technology – PowerCon*, vol. 2, p. 1315-1320, Singapore, November 2004.

CIGRE Working Group 13.01. "Practical Application of Arc Physics in Circuit Breakers: Survey of Calculation Methods and Application Guide". *ELECTRA*, No. 118, p. 64-79, 1988.

CIGRE Working Group 13.01. "Applications of Black Box Modelling to Circuit Breakers". *ELECTRA*, No. 149, p. 41-71, 1993.

CIGRE Task Force 13.00.1. "Controlled Switching: A State of the Art Survey – Part I". *ELECTRA*, No. 162, p. 65-97, October 1995.

CIGRE Working Group 13.07. "Controlled Switching of HVAC Circuit Breakers: Guide for Application Lines, Reactors, Capacitors, Transformers – 1st Part". *ELECTRA*, No. 183, p. 42-73, April 1999.

CIGRE Working Group 13.07. “Controlled Switching of HVAC Circuit Breakers: Planning, Specification and Testing of controlled switching systems”. *ELECTRA*, No. 197, August 2001.

CIGRE Working Group A3.07. “Controlled Switching of HVAC Circuit Breakers. Benefits & Economic Aspects”, January 2004.

D’ajuz, A., Resende, F. M., Carvalho, F. M. S., Nunes, I. G., Amon Filho, J., Dias, L. E. N., Pereira, M. P., Kastrup Filho, O., Moraes, S. A. *Equipamentos Elétricos; Especificação e Aplicação em Subestações de Alta Tensão*. FURNAS, Rio de Janeiro, 1985.

D’ajuz, A., Fonseca, C. S., Carvalho, F. M. S., Amon, J. F., Dias, L. E. N., Pereira, M. P., Esmeraldo, P. C. V., Vaisman, R., Frontin, S. O. *Transitórios Elétricos e Coordenação de Isolamento – Aplicação em Sistemas de Potência de Alta Tensão*. FURNAS, Rio de Janeiro, 1987.

Dantas, K. M. C. *Chaveamento Controlado de Linhas de Transmissão*. Dissertação (Mestrado). Universidade Federal de Campina Grande – UFCG, Campina Grande, Setembro de 2007.

Dantas, K. M. C.; Neves, W. L. A.; Fernandes Jr., D.; Cardoso, G. A.; Fonseca, L. C. A. “Chaveamento Controlado de Linhas de Transmissão: Uma Abordagem em Tempo Real via RTDS”. *Revista Controle & Automação*, v. 22, n. 2, p. 157-168, 2011.

Dube, L. *Models in ATP: Language Manual*. [S.1.], 1996.

Electric Power Research Institute – EPRI. *Electromagnetic Transients Program (EMTP)*, Workbook II. Final Report, EL-4651, vol. 2, June 1989.

Froehlich, K., Hoelzl, C., Stanek, M., Carvalho, A. C., Hofbauer, W., Hoegg, P., Avent, B. L., Peelo, D. F., Sawada, J. H. “Controlled Closing on Shunt Reactor Compensated Transmission Lines. Part I: Closing Control Device Development”. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 12, n. 2, p. 734–740, April 1997a.

Garzon, R. D. *High Voltage Circuit Breakers – Design and Applications*. New York, NY – USA: Marcel Dekker, Inc., 2002.

Giménez, W., Hevia, O. “Method to Determine the Parameters of the Electric Arc from Test Data”. *IPST’99 – International Conference on Power Systems Transients*, Budapest – Hungary, June 1999.

Guan, Y., Xu, G., Liu, W., Zheng, X., Du, N. “Controlling Strategy and Implementation for Synchronously Closing 550 kV Parallel Capacitor”. *Proceedings of the 2009 IEEE, International Conference on Mechatronics and Automation*, Changchun, China 2009.

Gutiérrez, W. F. G. *Modelización de Interruptores Eléctricos de Potencia*. Tesis Doctoral, Universitat Politècnica de Catalunya. Santa Fe, Argentina, Setiembre 1999.

Hadedank, U. “Application of a New Arc Model for the Evaluation of Short-Circuit Breaking Tests”. *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 8, no. 4, p. 1921-1925, October 1993.

IEEE Switching Transients Task Force 15.08. *Modeling Guidelines for Switching Transients*. Task Force Report, 1997.

IEEE Std C37.104-2002. *IEEE Guide for Automatic Reclosing of Line Circuit Breakers for AC Distribution and Transmission Lines*. New York, USA, 2003.

Ito, H. “Controlled Switching Technologies, State-of-the-art”. *Transmission and Distribution Conference and Exhibition 2002: Asia Pacific*, IEEE/PES, 2002.

Kohyama, H, Wada, K, Ito, H, Hidaka, M, Billings, S, Sugiyama, T. and Yamamoto, H. “Development of 550 kV and 362 kV Synchronous Switching Gas Circuit Breakers.” *IEEE Transmission and Distribution Conference and Exposition*, vol. 1, p. 597-602, 2001.

Koshizuka, T., Shinkai, T., Udagawa, K., Kawano, H. “Circuit Breaker Model using Searially Connected 3 Arc Models for EMTP Simulation”. *International Conference on Power Systems Transients – IPST 2009*, Japan, June 2009.

Krusi, U., Frohlich, K. J. “Controlled switching-suitability check for already-installed HVAC circuit breakers”. *Transmission and Distribution Conference and Exhibition 2002: Asia Pacific*, IEEE/PES, vol. 2, p. 813-817, 2002.

Legate, A. C, Brunke, J. H, Ray, J. J. and Yasuda, E. J. “Elimination of Closing Resistors on EHV Circuit Breakers”. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 3, n. 1, p. 223-231, January 1988.

Leuven EMTP CENTER. *ATP – Alternative Transients Program – Rule Book*, Heverlee, Belgium, July 1987.

Martinez, J. A., Mahseredjian, J., Khodabakhchian, B. “Parameter determination for modeling system transients-Part VI: Circuit Breakers”. *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 20, p. 2079-2085, July 2005.

Mestas, P., Tavares, M., Gole, A. “Implementation and Performance Evaluation of a Reclosing Method for Shunt Reactor-Compensated Transmission Lines.” *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 26, n. 2, p. 954-962, 2011.

Pereira, M. P. *Ressonância e Ferrorresonância em Sistemas Elétricos de Potência*, Furnas Centrais Elétricas, Rio de Janeiro, 2008.

Portela, C., Câmara, A., Gonçalves, R. A., Guimarães, M., Fo, O. O., Rocha, J. C., Tavares, M. C. “Pesquisa em Vão Experimental de 500 kV: Modelo do Arco Elétrico para Estudos de Religamento Monofásico”. *EletroEvolução – Sistemas de Potência*, no. 67, p. 28-35, junho 2012.

Ribeiro, J. R. and McCallum, M. E. “An Application of Metal Oxide Surge Arresters in the Elimination of Need for Closing Resistors in EHV Breakers”. *IEEE Transactions on Power Delivery*, v.4, n.1, p. 282-291, January 1989.

Rocha, R, Carvalho A. C. e Távora J. L. “Manobra Controlada: Modelagem da Suportabilidade Dielétrica do Disjuntor Durante a Operação de Fechamento”. *XIV SNPTEE*, Belém – PA, 1997.

Van der Sluis, L. *Transients in Power Systems*. Chichester, John Wiley & Sons Ltd. Sons Ltd, 2001.

Zanetta, L. C. *Fundamentos de Sistemas Elétricos de Potência*. São Paulo, Editora: Livraria da Física, 2005.

APÊNDICE A

DADOS DO SISTEMA ELÉTRICO DO TRECHO DO SIN REFERENTE À INTERLIGAÇÃO NORTE-NORDESTE

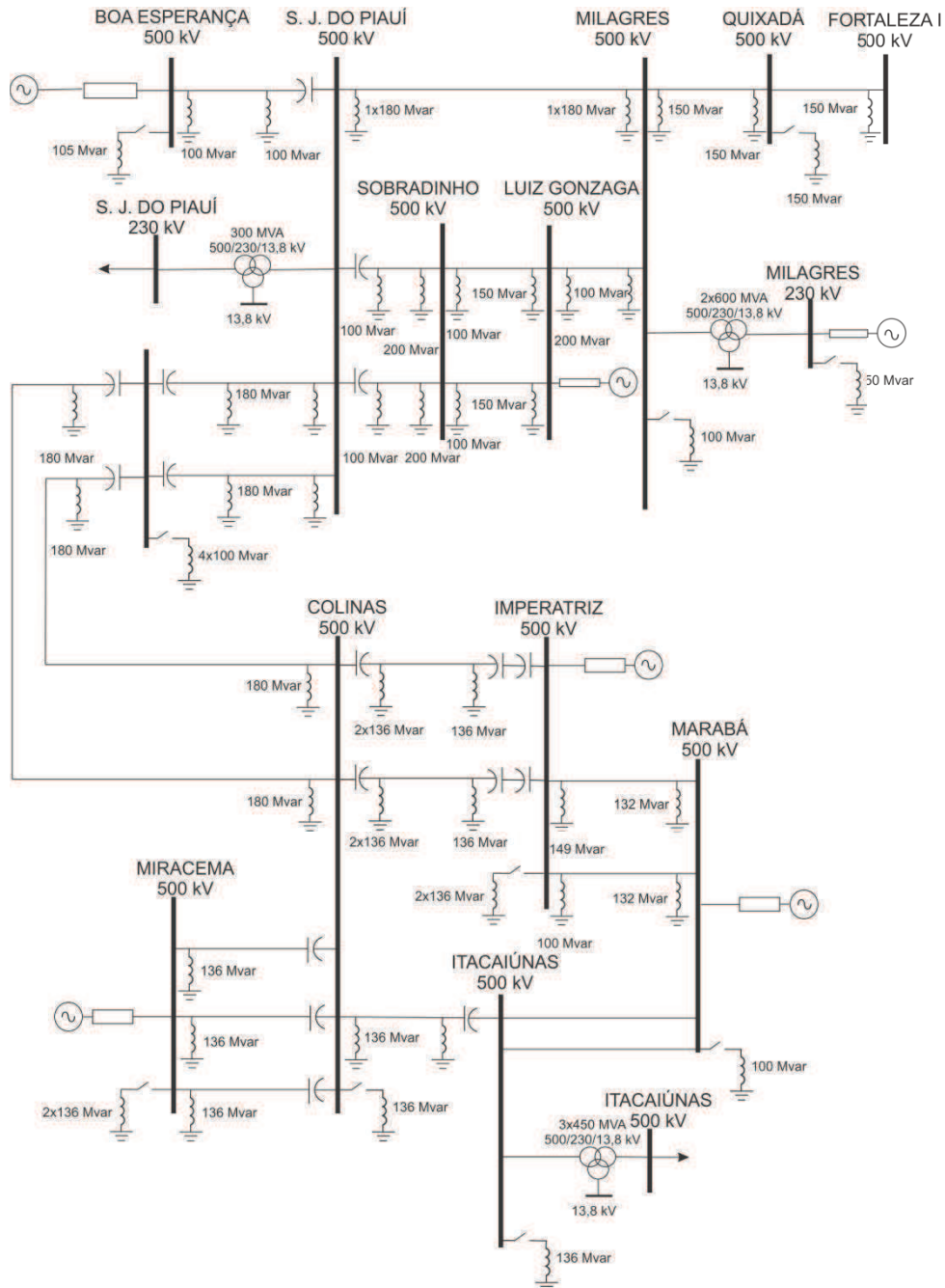


Figura A.1 – Diagrama unifilar de um trecho do SIN referente à interligação Norte-Nordeste.

Tabela A.1 – Parâmetros Elétricos das Linhas de Transmissão de 500 kV.

Linha de Transmissão	Sequência positiva			Sequência zero			L (km)
	R ₁ (Ω/km)	X ₁ (Ω/km)	Y ₁ (μS/km)	R ₀ (Ω/km)	X ₀ (Ω/km)	Y ₀ (μS/km)	
Fortaleza II - Quixadá	0,0260	0,2820	5,8770	0,2230	0,9000	3,4100	137,8
Quixadá - Milagres	0,0260	0,2820	5,8810	0,2420	0,8720	3,4480	268,7
Milagres – Luiz Gonzaga	0,0240	0,2830	5,8950	0,2420	0,8580	3,4210	231,2
Sobradinho – Luiz Gonzaga, C1	0,0244	0,3219	5,0880	0,3221	1,3530	2,7820	289,5
Sobradinho – Luiz Gonzaga, C2	0,0244	0,3219	5,0870	0,3240	1,3530	2,7810	319,0
Milagres – S. J. Piauí	0,0186	0,2670	6,1240	0,4930	1,3390	2,8900	400,0
S. J. Piauí – Sobradinho, C1	0,0246	0,3219	5,1240	0,3764	1,4110	3,0920	211,0
S. J. Piauí – Sobradinho, C2	0,0186	0,2670	6,1240	0,4930	1,3390	2,8900	210,0
Boa Esperança – S. J. Piauí	0,0246	0,3219	5,1200	0,3763	1,4110	3,0640	233,8
S. J. Piauí – R. Gonçalves, C1	0,0186	0,2670	6,1240	0,4930	1,3390	2,8900	353,0
S. J. Piauí–R. Gonçalves, C2	0,0186	0,2670	6,1240	0,4930	1,3390	2,8900	353,0
Colinas – R. Gonçalves, C1	0,0186	0,2670	6,1240	0,4930	1,3390	2,8900	379,0
Colinas – R. Gonçalves, C2	0,0186	0,2670	6,1240	0,4930	1,3390	2,8900	379,0
Colinas – Imperatriz, C1	0,0170	0,2660	6,0860	0,4230	1,3570	2,7080	343,0
Colinas – Imperatriz, C2	0,0170	0,2660	6,0860	0,4230	1,3570	2,7080	343,0
Miracema – Colinas, C1	0,0170	0,2660	6,0860	0,4230	1,3570	2,7080	161,0
Miracema – Colinas, C2	0,0170	0,2660	6,0860	0,4230	1,3570	2,7080	161,0
Miracema – Colinas, C2	0,0170	0,2660	6,0860	0,4230	1,3570	2,7080	161,0

Marabá – Imperatriz, C1	0,0259	0,3260	5,0700	0,4310	1,2680	3,3700	182,0
Marabá – Imperatriz, C2	0,0170	0,2660	6,0860	0,4240	1,3570	2,7080	182,0
Marabá – Itacaiúnas, C1	0,0180	0,3110	5,3860	0,3490	1,3940	3,2630	39,2
Marabá – Itacaiúnas, C2	0,0180	0,3110	5,3860	0,3490	1,3940	3,2630	39,2
Colinas - Itacaiúnas	0,0170	0,2680	6,2020	0,2180	0,9210	3,5920	304,6

Tabela A.2 – Potência nominal e relação X_0/X_1 dos reatores de linha.

Linha de Transmissão	Subestação	$V_{base}(kV)$	Potência (MVA)	X_0/X_1
Quixadá – Fortaleza II	Fortaleza II	500	150	-
Quixadá – Fortaleza II	Quixadá	500	150	-
Quixadá – Milagres	Milagres	500	150	-
B. Esperança – S.J. Piauí	B. Esperança	500	100	1,73
B. Esperança – S.J. Piauí	S.J. Piauí	500	100	1,70
L. Gonzaga – Milagres	L. Gonzaga	500	200	-
L. Gonzaga – Milagres	Milagres	500	100	-
Milagres – S. J. Piauí	Milagres	500	180	-
Milagres – S. J. Piauí	S. J. Piauí	500	180	-
S. J. Piauí – R. Gonçalves, C1	S. J. Piauí	500	180	-
S. J. Piauí – R. Gonçalves, C1	R. Gonçalves	500	180	-
S. J. Piauí – R. Gonçalves, C2	S. J. Piauí	500	180	-
S. J. Piauí – R. Gonçalves, C2	R. Gonçalves	500	180	-
Colinas – R. Gonçalves, C1	Colinas	500	180	-

Colinas – R. Gonçalves, C1	R. Gonçalves	500	180	-
Colinas – R. Gonçalves, C2	Colinas	500	180	-
Colinas – R. Gonçalves, C2	R. Gonçalves	500	180	-
S. J. Piauí – Sobradinho, C1	S. J. Piauí	500	100	1,67
S. J. Piauí – Sobradinho, C1	Sobradinho	500	100	1,66
S. J. Piauí – Sobradinho, C2	S. J. Piauí	500	100	1,67
S. J. Piauí – Sobradinho, C2	Sobradinho	500	200	1,66
Sobradinho – L. Gonzaga, C1	Sobradinho	500	100	1,66
Sobradinho – L. Gonzaga, C1	L. Gonzaga	500	150	1,63
Sobradinho – L. Gonzaga, C2	Sobradinho	500	100	1,66
Sobradinho – L. Gonzaga, C2	L. Gonzaga	500	150	1,68
Marabá – Imperatriz, C1	Imperatriz	500	149	-
Marabá – Imperatriz, C1	Marabá	500	132	-
Marabá – Imperatriz, C2	Imperatriz	500	100	-
Marabá – Imperatriz, C2	Marabá	500	132	-
Colinas – Itacaiúnas	Colinas	500	136	-
Colinas – Itacaiúnas	Itacaiúnas	500	136	-
Colinas – Imperatriz, C1	Colinas	500	272	-
Colinas – Imperatriz, C1	Imperatriz	500	136	-
Colinas – Imperatriz, C2	Colinas	500	272	-
Colinas – Imperatriz, C2	Imperatriz	500	136	-
Colinas – Miracema, C1	Miracema	500	136	-
Colinas – Miracema, C2	Miracema	500	136	-
Colinas – Miracema, C3	Miracema	500	136	-

Tabela A.3 – Reatância dos bancos de capacitores série.

Linha de Transmissão	Subestação	Reatância (%)
B. Esperança – S. J. Piauí	S. J. Piauí	2,11
S. J. do Piauí – R. Gonçalves, C1	R. Gonçalves	1,75
S. J. do Piauí – R. Gonçalves, C2	R. Gonçalves	1,75
Colinas – R. Gonçalves, C1	R. Gonçalves	1,92
Colinas – R. Gonçalves, C2	R. Gonçalves	1,92
S. J. Piauí – Sobradinho, C1	S. J. Piauí	1,90
S. J. Piauí – Sobradinho, C2	S. J. Piauí	1,44
Colinas – Itacaiúnas	Itacaiúnas	1,63
Colinas – Imperatriz, C1	Colinas	0,952
Colinas – Imperatriz, C2	Colinas	0,952
Colinas – Imperatriz, C1	Imperatriz	0,952
Colinas – Imperatriz, C2	Imperatriz	0,952
Colinas – Miracema, C1	Colinas	0,952
Colinas – Miracema, C2	Colinas	0,952
Colinas – Miracema, C3	Colinas	0,952
Colinas – Imperatriz, C1	Imperatriz	0,64
Colinas – Imperatriz, C2	Imperatriz	0,64

Tabela A.4 – Cargas representadas como impedâncias constantes – configuração 2009.

Subestação	Carga (MVA)
SE Itacaiúnas, 230 kV	(340,50 + j36,90)

Tabela A.5 – Transformadores: impedâncias.

Subestação	Tensão			Impedância (%, $S_{base} = 100$ MVA)			Potência (MVA)	Quantidade
	P	S	T	X_{ps}	X_{pt}	X_{st}		
Milagres	550 Y	230 Y	13,8 Δ	1,15	4,37	5,58	600	2
S. J. Piauí	550 Y	230 Y	13,8 Δ	3,55	15,20	11,29	300	1
Itacaiúnas	550 Y	230 Y	13,8 Δ	10,0	6,67	15,0	450	3

Tabela A.6 – Curva de saturação dos transformadores da SE Milagres.

Corrente (A)	Fluxo (V.s)
0,49222	833,835
0,56885	952,955
0,61021	1072,074
0,63869	1191,193
3,33087	1310,313
14,6738	1429,432

Tabela A.7 – Curva de saturação dos transformadores da SE S. J. do Piauí.

Corrente (A)	Fluxo (V.s)
2,2268	1191,193
10,4950	1310,313
20,1043	1429,432
32,6099	1548,552
62,5632	1667,671
111,4591	1727,231
148,0925	1786,790
187,6286	1846,350

Tabela A.8 – Curva de saturação dos transformadores da SE Milagres.

Corrente (A)	Fluxo (V.s)
1,3361	1191,212
3,0632	1310,333
9,2397	1369,894
44,4864	1489,015
202,4365	1565,253
1011,0611	1869,012
1365,4489	2047,694

Tabela A.9 – Potência nominal e relação X_0/X_1 dos reatores de barra.

Subestação	$V_{base}(kV)$	Potência (Mvar)	X_0/X_1
Milagres	230	50	1,00
Milagres	500	100	1,00
L. Gonzaga	500	100	1,00
B. Esperança	500	105	1,00
S.J. Piauí	500	100	1,00
Colinas	500	136	1,00
R. Gonçalves	500	720	1,00
Imperatriz	500	272	1,00
Itacaiúnas	500	136	1,00
Miracema	500	272	1,00
Marabá	500	495	1,00

Tabela A.10 – Impedâncias equivalentes (configuração 2009).

Subestação	Sequência positiva		Sequência zero	
	Resistência (Ω)	Reatância (Ω)	Resistência (Ω)	Reatância (Ω)
Milagres, 230 kV	7,62	44,01	1,39	14,26
Fortaleza II, 500 kV	3,90	106,61	1,98	24,49
Luiz Gonzaga, 500 kV	0,51	14,49	0,59	10,79
Sobradinho, 500 kV	0,87	84,58	0,49	21,24
Boa Esperança, 500 kV	0,41	273,33	7,79	100,94
Marabá, 500 kV	0,93	18,92	9,89	57,82
Imperatriz, 500 kV	2,69	131,30	1,80	41,90
Miracema, 500 kV	2,40	27,08	7,20	52,54

Tabela A.11 – Impedâncias de transferência (configuração 2009).

Subestação		Sequência positiva		Sequência zero	
De	Para	Resistência (Ω)	Reatância (Ω)	Resistência (Ω)	Reatância (Ω)
Milagres, 230 kV	S. J. Piauí, 230 kV	53,06	281,33	2888,20	11740,57
Fortaleza II, 500 kV	Marabá, 500 kV	146,77	1628,50	202000,00	210520,75
Fortaleza II, 500 kV	Imperatriz, 500 kV	17,90	187,61	11926,00	131540,00
Boa Esperança, 500 kV	Fortaleza II, 500 kV	27,34	445,98	9887,30	14920,25
Boa Esperança, 500 kV	Marabá, 500 kV	99,76	903,78	15524,00	27083,75
Boa Esperança, 500 kV	Imperatriz, 500 kV	12,04	104,11	895,63	1673,650