

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

RAFAEL RENNÓ NUNES

**COORDENAÇÃO DE ISOLAMENTO PARA
TRANSITÓRIOS DE MANOBRA CONSIDERANDO A
FORMA DE ONDA DAS SOBRETENSÕES**

Belo Horizonte

2006

RAFAEL RENNÓ NUNES

**COORDENAÇÃO DE ISOLAMENTO PARA
TRANSITÓRIOS DE MANOBRA CONSIDERANDO A
FORMA DE ONDA DAS SOBRETENSÕES**

Dissertação de mestrado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito para obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

ORIENTADOR: Wallace do Couto Boaventura

Belo Horizonte

2006

Agradecimentos

A meus pais Volmar e Regina, e meu irmão Rodrigo, pela minha formação, por todo o amor e apoio, e também pela paciência durante esses vários meses.

A toda a minha família pelo incentivo, aos meus amigos pela força e descontração, à Lu e a todos os que de alguma forma participaram de minha vida e contribuíram para que eu chegasse até aqui.

Agradeço ao Prof. Wallace, a quem eu muito admiro e respeito, por toda a orientação e auxílio neste trabalho.

Minha gratidão também ao Ademir Dalben, pelos ensinamentos e oportunidade de crescimento e realização desta obra, e aos colegas da Dalben Consultoria, Marcelo e Júnio, pelo companheirismo.

Aos professores e colegas de Engenharia Elétrica, e funcionários da UFMG.

Em memória de meu avô Urias Nunes de Paula, que provou que conhecimento e ações valem mais do que títulos.

Resumo

Este trabalho desenvolve um novo procedimento de coordenação de isolamento de linhas de transmissão, levando em consideração a influência das características individuais das ondas de sobretensão de manobra na suportabilidade dos intervalos isolantes. O objetivo é avaliar como os formatos dos transitórios afetam o risco de falha e os espaçamentos requeridos, ao invés de adotar uma suportabilidade fixa, relativa à condição de onda crítica, como normalmente é feito. Através do estudo dos aspectos de descarga do isolamento, elabora-se uma metodologia que possibilite determinar a probabilidade de falha incorporando o efeito favorável do tempo de frente geralmente longo e o impacto negativo de ressaltos nas ondas. Cotejando os resultados obtidos por diversas alternativas, escolhe-se uma técnica de processamento dos sinais de sobretensão, capaz de extrair os valores dos parâmetros de influência das ondas e estabelecer com boa precisão o comportamento variável do isolamento quando submetido a diferentes solicitações. Uma vez que as sobretensões de energização e religamento de linha dependem dos instantes de fechamento dos pólos do disjuntor, os transitórios são processados para uma série de manobras estatísticas. A comparação das sobretensões obtidas em uma linha de transmissão de 1.050 kV com resultados já publicados demonstra a adequação da modelagem realizada para o sistema; alterações em sua configuração são feitas para a análise de um maior conjunto de situações. O procedimento proposto de coordenação de isolamento permite um cálculo mais refinado do risco de falha dos sistemas simulados. Sua aplicação na coordenação de isolamento de linhas alimentadas por fonte complexa resulta em espaçamentos próximos aos obtidos pelo procedimento tradicional, em razão do maior conteúdo espectral dos transitórios gerados nesse tipo de sistema. Em sistemas com fonte indutiva, é expressiva a redução dos comprimentos dos intervalos de ar para riscos de falha pré-determinados, em confronto com os espaçamentos definidos pelo tratamento tradicional, possibilitando a diminuição de custos de novos projetos. Analisou-se também a importância de bem descrever a região de baixa probabilidade de falha dos isolamentos, avaliando o desvio-padrão de distribuições normais ou utilizando outras distribuições.

Palavras-chave: Coordenação de isolamento, linhas de transmissão, transitórios de manobra, simulações estatísticas, sistemas elétricos de potência.

Abstract

This work develops a new insulation coordination procedure for transmission lines, considering the influence of the individual characteristics of switching overvoltage waves on the insulation strength. The purpose is to assess how the waveshapes of the transient overvoltages affect the risk of flashover and the air gaps needed, instead of adopting a fixed strength, associated to the critical wave condition, as is normally done. By studying the insulation discharge aspects, a new methodology is created, which determines the probability of flashover including the favourable effect of the usually long wave front and the negative impact of the bumps. The comparison of the results obtained by different alternatives permits choosing a technique for processing the overvoltage signals, able to extract the wave parameters of influence and establish with good precision the variable behaviour of the insulation when subjected to different types of stress. As the reclosing and energization overvoltages depend on the closing times of the circuit breaker poles, the transients are processed for a series of statistical operations. A comparative analysis between the overvoltages obtained for a 1050 kV transmission line and published results proves the appropriate modelling of the system; changes on the configuration were then made so as to evaluate a wider group of situations. The proposed insulation coordination procedure allows a more refined calculation of the risk of flashover of the simulated systems. Its application on the insulation coordination of transmission lines supplied by a complex source defines air gap lengths very close to the ones obtained by the traditional procedure, because of the high frequency content of the generated transients in this kind of system. For systems with inductive source, there is a significant reduction of the insulation distances for predetermined risks of flashover, in comparison with the gap spacing defined by the traditional approach, which could lower the costs of new projects. The importance of a good description of the region of low flashover probability was also appraised, through the estimation of the standard deviation of normal distributions or the use of other distributions.

Keywords: Insulation coordination, transmission lines, switching transients, statistical simulations, power systems.

Lista de Figuras

<i>Figura 1.1 - Distribuição cumulativa da suportabilidade do isolamento</i>	17
<i>Figura 1.2 - Influência do tempo de frente sobre $U_{50\%}$</i>	18
<i>Figura 1.3 - Exemplo de forma de onda de sobretensão da energização de uma linha de transmissão de 1.050 kV</i>	19
<i>Figura 2.1 – Mecanismo de descarga num intervalo isolante</i>	23
<i>Figura 2.2 – Fatores de geometria do intervalo determinados por Paris e Cortina</i>	28
<i>Figura 2.3 – Configuração condutor-janela</i>	29
<i>Figura 2.4 – Configuração condutor-mísula/mastro</i>	29
<i>Figura 2.5 – Influência de ferragens no isolamento</i>	31
<i>Figura 2.6 – Expoente de ajuste dos fatores de correção atmosférica em função do comprimento do intervalo de ar</i>	33
<i>Figura 2.7 – Onda truncada</i>	35
<i>Figura 2.8 – Onda com ressalto</i>	35
<i>Figura 2.9 – Influência de ressaltos sobre $U_{50\%}$ conforme Carrara et al.</i>	36
<i>Figura 2.10 – Distribuições cumulativas de falha para impulsos com ressaltos</i>	37
<i>Figura 2.11 – Impulsos obtidos com aumento da tensão aplicada e amplitude relativa constante igual a 15%</i>	38
<i>Figura 2.12 – Influência de ressaltos sobre $U_{50\%}$ conforme Menemenlis e Isaksson</i> ...	38
<i>Figura 2.13 – Influência do tempo de frente no desvio-padrão da suportabilidade</i>	40
<i>Figura 3.1 – Risco de falha pela avaliação conjunta das curvas de sobretensão e suportabilidade</i>	44
<i>Figura 3.2 – Decomposição da sobretensão nas ondas básica e sobreposta</i>	49
<i>Figura 3.3 – Cálculo de $U_{50\%}$ a partir dos valores de $U_{50\%}$ das ondas básica e sobreposta</i>	49
<i>Figura 3.4 – Cálculo alternativo do desvio-padrão a partir do tempo de frente da onda</i>	51
<i>Figura 3.5 – Fluxograma de obtenção dos parâmetros das ondas</i>	53
<i>Figura 3.6 – Fluxograma de cálculo do risco de falha</i>	54
<i>Figura 3.7 – Decomposição da sobretensão por ajuste de dupla-exponencial</i>	56
<i>Figura 3.8 – Decomposição da sobretensão por modelagem pelos coeficientes de Steiglitz-McBride</i>	57
<i>Figura 3.9 – Decomposição da sobretensão por filtragem passa-baixas</i>	58
<i>Figura 3.10 – Processo de cálculo do tempo de frente da onda sobreposta</i>	59
<i>Figura 3.11 – Análise de sobretensão diretamente de carga residual para processamentos de ajuste por dupla-exponencial e modelagem por Steiglitz-McBride</i>	64
<i>Figura 3.12 – Análise de sobretensão diretamente de carga residual, sem derivada positiva, para processamentos de filtragem</i>	64
<i>Figura 3.13 – Análise de onda sobreposta com ponto de análise inferior maior do que o pico (processamento de filtragem)</i>	65
<i>Figura 3.14 – Histograma de fatores de correção atmosférica</i>	66
<i>Figura 3.15 – Histograma de distribuição de velocidades de vento e respectivos ângulos de inclinação das cadeias verticais</i>	67
<i>Figura 3.16 – Dimensões da estrutura</i>	67
<i>Figura 3.17 – Comparação da estimação de U_1 pela aplicação de proporcionalidade entre fatores de geometria de intervalo</i>	69

<i>Figura 3.18 – Comparação entre o método de início do líder para cálculo de $U_{50\%}$ e do processo inverso para cálculo de U_1</i>	71
<i>Figura 4.1 – Oscilação da tensão residual em linha com compensação reativa</i>	75
<i>Figura 4.2 – Representação elétrica do funcionamento de disjuntor com resistor de pré-inserção</i>	77
<i>Figura 4.3 – Distribuição de tempos de fechamento dos pólos do disjuntor</i>	79
<i>Figura 4.4 – Sistema de transmissão alimentado por fonte complexa</i>	81
<i>Figura 4.5 – Sistema de transmissão alimentado por fonte indutiva</i>	81
<i>Figura 4.6 – Configuração das linhas de transmissão</i>	82
<i>Figura 4.7 – Decaimento da carga da linha de 265 km conectada por resistor de 300 Ω a fonte indutiva</i>	85
<i>Figura 4.8 – Característica assumida dos pára-raios</i>	85
<i>Figura 4.9 – Comparação entre distribuição de sobretensões obtida e resultados publicados para religamento do sistema alimentado por fonte complexa</i>	87
<i>Figura 4.10 – Comparação entre distribuições de sobretensões para religamento de sistemas alimentados por fonte complexa e fonte indutiva</i>	89
<i>Figura 4.11 – Comparação entre distribuições de sobretensões para religamento e energização de sistema alimentado por fonte complexa</i>	92
<i>Figura 4.12 – Comparação entre distribuições de sobretensões para religamento de sistema alimentado por fonte complexa, sem e com pára-raios</i>	93
<i>Figura 4.13 – Comparação entre distribuições de sobretensões para religamento de sistema alimentado por fonte indutiva, sem e com pára-raios</i>	93
<i>Figura 5.1 – Parte inicial do transitório para sistema alimentado indutivamente</i>	102
<i>Figura 5.2 – Parte inicial do transitório para sistema alimentado por outra linha de transmissão</i>	102
<i>Figura 5.3 – Exemplo de transitório de religamento para sistema alimentado por fonte complexa</i>	103
<i>Figura 5.4 – Exemplo de transitório de religamento para sistema alimentado por fonte indutiva</i>	103
<i>Figura 5.5 – Detalhe das distribuições cumulativas normal e de Weibull para a suportabilidade de um isolamento simples</i>	108

Lista de Tabelas

<i>Tabela 2.1 – Faixas de variação típica de $U_{50\%}$ impostas pelos parâmetros de influência</i>	<i>41</i>
<i>Tabela 3.1 – Relação das ondas básicas geradas</i>	<i>60</i>
<i>Tabela 3.2 – Relação das ondas sobrepostas geradas</i>	<i>60</i>
<i>Tabela 3.3 – Comparativo do distanciamento relativo para ajuste de dupla-exponencial de 280 ondas geradas</i>	<i>61</i>
<i>Tabela 3.4 – Comparativo do distanciamento relativo para filtragem de 280 ondas geradas</i>	<i>62</i>
<i>Tabela 3.5 – Comparativo do distanciamento relativo para casos selecionados de processamento de 140 ondas geradas de co-senóides básicas</i>	<i>62</i>
<i>Tabela 4.1 – Dados dos condutores das linhas de transmissão</i>	<i>82</i>
<i>Tabela 4.2 – Dados das reatâncias de curto-circuito dos transformadores</i>	<i>83</i>
<i>Tabela 4.3 – Dados das impedâncias das fontes</i>	<i>83</i>
<i>Tabela 4.4 – Dados do disjuntor</i>	<i>84</i>
<i>Tabela 4.5 – Sobretensões representativas de religamento do sistema alimentado por fonte complexa</i>	<i>88</i>
<i>Tabela 4.6 – Sobretensões representativas de religamento do sistema alimentado por fonte indutiva</i>	<i>90</i>
<i>Tabela 4.7 – Sobretensões representativas de religamento encontradas por Clerici e Nogarole para sistemas semelhantes aos estudados</i>	<i>91</i>
<i>Tabela 4.8 – Sobretensões representativas de religamento e energização do sistema alimentado por fonte complexa</i>	<i>92</i>
<i>Tabela 4.9 – Sobretensões representativas de religamento de sistemas alimentados por fonte complexa e fonte indutiva, sem e com pára-raios</i>	<i>94</i>
<i>Tabela 5.1 – Procedimentos de coordenação de isolamento analisados</i>	<i>97</i>
<i>Tabela 5.2 – Relação entre as distâncias de isolamento das fases externas e interna ..</i>	<i>98</i>
<i>Tabela 5.3 – Risco de falha por número de manobras avaliadas - sistema alimentado por fonte complexa</i>	<i>99</i>
<i>Tabela 5.4 – Risco de falha por número de manobras avaliadas - sistema alimentado por fonte indutiva</i>	<i>100</i>
<i>Tabela 5.5 – Distâncias de isolamento - sistema alimentado por fonte complexa</i>	<i>101</i>
<i>Tabela 5.6 – Distâncias de isolamento - sistema alimentado por fonte indutiva</i>	<i>101</i>
<i>Tabela 5.7 – Comparativo de distâncias de isolamento segundo o procedimento analisado - sistema alimentado por fonte complexa</i>	<i>104</i>
<i>Tabela 5.8 – Comparativo de distâncias de isolamento segundo o procedimento analisado - sistema alimentado por fonte indutiva</i>	<i>104</i>
<i>Tabela 5.9 – Comparativo de distâncias de isolamento segundo o desvio-padrão considerado - sistema alimentado por fonte complexa</i>	<i>105</i>
<i>Tabela 5.10 – Comparativo de distâncias de isolamento segundo o desvio-padrão considerado - sistema alimentado por fonte indutiva</i>	<i>106</i>
<i>Tabela 5.11 – Comparativo de distâncias de isolamento segundo a distribuição de probabilidade de falha considerada - sistema alimentado por fonte complexa</i>	<i>107</i>
<i>Tabela 5.12 – Comparativo de distâncias de isolamento segundo a distribuição de probabilidade de falha considerada - sistema alimentado por fonte indutiva</i>	<i>107</i>

<i>Tabela 5.13 – Comparativo de distâncias de isolamento segundo a aplicação de pára-raios - sistema alimentado por fonte complexa</i>	<i>109</i>
<i>Tabela 5.14 – Comparativo de distâncias de isolamento segundo a aplicação de pára-raios - sistema alimentado por fonte indutiva.....</i>	<i>109</i>
<i>Tabela 6.1 – Redução das distâncias de isolamento do procedimento proposto em relação ao procedimento tradicional.....</i>	<i>114</i>

Lista de Abreviaturas e Siglas

ATP	Alternative Transients Program
CAA	Condutor de alumínio com alma de aço
CC	Corrente contínua
CIGRÉ	Conférence Internationale des Grands Réseaux Electriques à Haute Tension
EMTP	Electromagnetic Transients Program
FCA	Fator de correção atmosférica
FCV	Fator de correção de tensão de descarga devido ao vento
p.u.	Por unidade
TNA	Transient network analyser (analisador transitório de redes)

Lista de Símbolos

$U_{50\%}$	Tensão de 50% de probabilidade de falha do isolamento (tensão crítica de descarga)
σ, σ_U	Desvio-padrão da suportabilidade
P, p	Probabilidade
V, U	Tensão
t	Tempo
h_f	Distância do salto final da descarga
t_{cor}	Tempo de início do efeito corona
U_{cor}	Tensão de início do efeito corona
$t_{líd}$	Tempo de início do líder
$U_{líd}$	Tensão de início do líder
t_1	Tempo de início do líder contínuo
U_1	Tensão de início do líder contínuo
t_{sf}	Tempo de início do salto final
U_{sf}	Tensão de início do salto final
t_{disr}	Tempo da disrupção
U_{disr}	Tensão da disrupção
U_b	Tensão mínima de disrupção
ΔU_σ	Acréscimo de tensão de dispersão estatística
ΔU_L	Acréscimo de tensão na propagação do canal do líder
k	Fator de geometria do intervalo
d	Comprimento do intervalo de ar
V_{40}	Potencial a 40% do intervalo de ar
V_{90}	Potencial a 90% do intervalo de ar
S	Espessura da torre
H	Altura do condutor ao solo
d_1	Distância condutor-mísula
d_2	Distância condutor-mastro
N	Número de subcondutores por feixe
k_{feixe}	Fator de geometria do intervalo considerando feixe de subcondutores
$k_{simples}$	Fator de geometria do intervalo considerando condutor simples

$k_{ferragens}$	Fator de geometria do intervalo considerando ferragens no isolamento
k_{direto}	Fator de geometria do intervalo desconsiderando ferragens no isolamento
l'	Comprimento de ferragens no topo do isolamento
d'	Comprimento do intervalo de ar a partir de ferragens na base do isolamento
$k_{isoladores}$	Fator de geometria do intervalo considerando isoladores
k_{ar}	Fator de geometria do intervalo sem isoladores
t_{frente}	Tempo de frente
$t_{critico}$	Tempo de frente crítico
$U_{50\% \text{ crítico}}$	Tensão de 50% de probabilidade de falha do isolamento para onda com tempo de frente crítico
$U_{50\% \text{ real}}$	Tensão de 50% de probabilidade de falha do isolamento para condições atmosféricas reais
$U_{50\% \text{ padrão}}$	Tensão de 50% de probabilidade de falha do isolamento para o padrão de condições atmosféricas
D	Densidade relativa do ar
FH	Fator de correção devido à umidade relativa do ar
k_{chuva}	Fator de geometria do intervalo considerando efeito da chuva
k_{seco}	Fator de geometria do intervalo sem chuva
$t_{frente eq}$	Tempo de frente equivalente
t_{70-100}	Tempo entre os pontos de 70% e 100% do pico
ω	Frequência angular
$(\Delta V/V)$	Amplitude relativa do ressalto
E_2	Sobretensão estatística com 2% de probabilidade de ser excedida
$E_{50\%}$	Sobretensão com 50% de probabilidade de ser excedida
σ_E	Desvio-padrão da distribuição de sobretensões
$U_{10\%}$	Tensão de suportabilidade do isolamento com 10% de probabilidade de descarga
FS	Fator de segurança
R	Risco de falha
$f(V)$	Função densidade de probabilidade de sobretensões
$P(V)$	Função probabilidade de descarga
N_i	Número de isolamentos

N_{tr}	Número de trechos da linha de transmissão
tr	Variável trecho
N_m	Número de manobras
m	Variável manobra
x, y	Variável de integração
Z	Variável reduzida da distribuição normal
N_{atm}	Número de condições atmosféricas
atm	Variável condição atmosférica
$t_{frente\ bás}$	Tempo de frente da onda básica
$t_{frente\ sob}$	Tempo de frente da onda sobreposta
$U_{50\%\ bás}$	Tensão de 50% de probabilidade de falha considerando o efeito da onda básica
$U_{50\%\ sob}$	Tensão de 50% de probabilidade de falha considerando o efeito da onda sobreposta
$(\Delta V/V)_{máx}$	Amplitude relativa máxima
V_p, V_{pico}	Pico da tensão
$\sigma_{bás}$	Desvio-padrão da suportabilidade considerando o efeito da onda básica
σ_{sob}	Desvio-padrão da suportabilidade considerando o efeito da onda sobreposta
$U_{1crítica}$	Tensão de início do líder contínuo correspondente às ocorrências atmosféricas e de vento críticas
$fase$	Variável fase
N_{fases}	Número de fases
$pico$	Variável pico
N_{picos}	Número de picos
v	Variável condição de vento
N_v	Número de condições de vento
V_{sob}	Tensão (onda sobreposta)
$V_{sob\ pico}$	Pico da tensão (onda sobreposta)
τ	Variável reduzida de tempo
$t_{V_{sob\ pico}}$	Tempo do pico da tensão (onda sobreposta)
t_0	Tempo em que a dupla-exponencial do cálculo do tempo de frente passa pelo zero

$dist$	Distanciamento relativo entre vetores
$U_{50\% \text{ proces}}$	Tensão de 50% de probabilidade de falha do isolamento calculada por processamento
$U_{50\% \text{ ref}}$	Tensão de 50% de probabilidade de falha do isolamento, valor de referência
d_{ext}	Comprimento do intervalo de ar das fases externas
d_{int}	Comprimento do intervalo de ar da fase interna
k_{ext}	Fator de geometria do intervalo das fases externas
k_{int}	Fator de geometria do intervalo da fase interna
U_{1ext}	Tensão de início do líder contínuo nas fases externas
U_{1int}	Tensão de início do líder contínuo na fase interna
σ_{DJ}	Desvio-padrão da distribuição de instantes de fechamento do disjuntor
$\theta_{m\acute{a}x}$	Dispersão máxima entre pólos do disjuntor

Sumário

1	Introdução	16
1.1	Coordenação de Isolamento de Linhas de Transmissão	16
1.2	Características do Isolamento	17
1.3	Objetivos do Trabalho	20
1.4	Organização do Trabalho.....	20
2	Fundamentação do Trabalho	22
2.1	Introdução	22
2.2	O Mecanismo de Descarga	22
2.3	Algumas Propriedades Essenciais do Isolamento Fase-Terra	24
2.3.1	Comportamento Estatístico do Isolamento	24
2.3.2	O Efeito da Polaridade da Onda	25
2.3.3	O Efeito da Forma de Onda	25
2.4	Determinação da Tensão de 50% de Probabilidade de Falha ($U_{50\%}$)	26
2.4.1	Método de Início do Líder	26
2.4.2	Fatores de Geometria do Intervalo	27
2.4.3	Influência de Parâmetros Geométricos Secundários	30
2.4.4	Influência do Tempo de Frente da Onda	32
2.4.5	Influência de Condições Atmosféricas	33
2.5	Formas de Onda Não-Convencionais	34
2.6	Variação do Desvio-Padrão da Suportabilidade	39
2.7	Considerações Gerais	40
3	Cálculo do Risco de Falha.....	42
3.1	Introdução	42
3.2	Métodos de Coordenação de Isolamento	42
3.3	Procedimento Proposto.....	47
3.3.1	Cálculo do Risco de Falha	47
3.3.2	Cálculo da Influência da Forma das Ondas	48
3.3.3	Processo de Cálculo.....	51
3.4	Processamento da Onda.....	55
3.4.1	Descrição	55
3.4.2	Derivação dos Parâmetros das Ondas.....	57
3.4.3	Comparação de Resultados para Ondas Geradas	59
3.4.4	Tratamento de Casos Especiais	63
3.5	Critérios Adotados	66
3.5.1	Histogramas de Eventos Atmosféricos.....	66
3.5.2	Dimensões da Estrutura	67
3.5.3	Tensão de Início do Líder Contínuo	68
3.6	Resumo	71
4	Cálculo de Sobretensões.....	73
4.1	Introdução	73
4.2	Transitórios de Manobra.....	73
4.2.1	Tipos de Transitórios	73
4.2.2	Métodos de Controle de Sobretensões	76
4.3	Processamento Estatístico das Sobretensões	78

4.4	Sistemas de Transmissão Considerados	80
4.4.1	Configuração dos Sistemas.....	80
4.4.2	Parâmetros e Modelagem	82
4.5	Resultados.....	86
4.5.1	Alimentação por Fonte Complexa.....	86
4.5.2	Alimentação por Fonte Indutiva.....	88
4.5.3	Sobretensões de Energização.....	91
4.5.4	Aplicação de Pára-Raios.....	93
4.6	Resumo	94
5	Coordenação de Isolamento.....	96
5.1	Considerações Iniciais	96
5.2	Resultados.....	99
5.2.1	Número de Manobras Adequado.....	99
5.2.2	Influência da Rede de Alimentação (Fonte Complexa ou Indutiva)	101
5.2.3	Outros Procedimentos de Coordenação de Isolamento	104
5.2.4	Desvio-Padrão Variável.....	105
5.2.5	Probabilidade de Falha Descrita pela Distribuição de Weibull.....	107
5.2.6	Aplicação de Pára-Raios.....	108
5.3	Resumo	110
6	Conclusões	111
6.1	Escopo do Trabalho	111
6.2	Conclusões Gerais	112
6.3	Propostas para Outros Trabalhos.....	114
	Referências Bibliográficas	116

Capítulo 1

Introdução

1.1 Coordenação de Isolamento de Linhas de Transmissão

Na fase de projeto, deve-se prever o comportamento das linhas de transmissão, não apenas durante sua operação normal, mas também em certas condições desfavoráveis, como na ocorrência de transitórios eletromagnéticos – fenômenos de reduzida duração causados por alterações súbitas na configuração do sistema. A resposta dos isolamentos fase-terra e entre fases às sobretensões decorrentes dos transitórios determina se ocorrerá sua falha, provocando assim um curto-circuito na linha.

A coordenação de isolamento de uma linha de transmissão consiste na seleção de distâncias de isolamento adequadas às sobretensões esperadas para o sistema, levando-se em consideração a característica de possíveis equipamentos protetores. No entanto, seria muito dispendioso economicamente construir uma linha que suportasse todas as sobretensões possíveis. Deste modo, a escolha dos isolamentos deve ser realizada de forma que se minimizem os custos e se obtenha uma determinada probabilidade de desligamento da linha para cada evento transitório, expressa como um risco de falha aceitável.

Em sistemas de extra-alta tensão (entre 242 kV e 1.000 kV) e ultra-alta tensão (acima de 1.000 kV), os transitórios de manobra (devidos a operações de manobra ou a faltas) estão dentre os fatores mais importantes na coordenação de isolamento. A

realização de diversos estudos desde a década de 60 possibilitou um grande conhecimento das características dos intervalos de isolamento das torres nessas condições, notadamente seu comportamento probabilístico. O desenvolvimento e a aplicação de pára-raios na limitação de sobretensões têm contribuído, da mesma forma, em projetos econômicos de coordenação de isolamento.

Além disso, o progresso dos computadores também tem permitido aos engenheiros o refinamento dos cálculos de sobretensões (especialmente pelos programas derivados do EMTP – Electromagnetic Transients Program) e dos procedimentos de análise estatística nos estudos de linhas de transmissão. Outras técnicas computacionais como ferramentas de processamento de sinais ainda têm grande potencial para aplicação em sistemas elétricos de potência, especificamente neste caso na área de coordenação de isolamento.

1.2 Características do Isolamento

Os intervalos de isolamento das torres apresentam uma probabilidade de falha associada a cada nível de tensão: não há como concluir, deterministicamente, se uma dada sobretensão provocará ou não a ruptura em uma estrutura. Estatisticamente, a suportabilidade de um isolamento é bem descrita por uma distribuição cumulativa normal ou gaussiana, conforme figura 1.1, caracterizada por uma tensão de 50% de probabilidade de falha $U_{50\%}$ (ou tensão crítica de descarga) e um desvio-padrão σ .

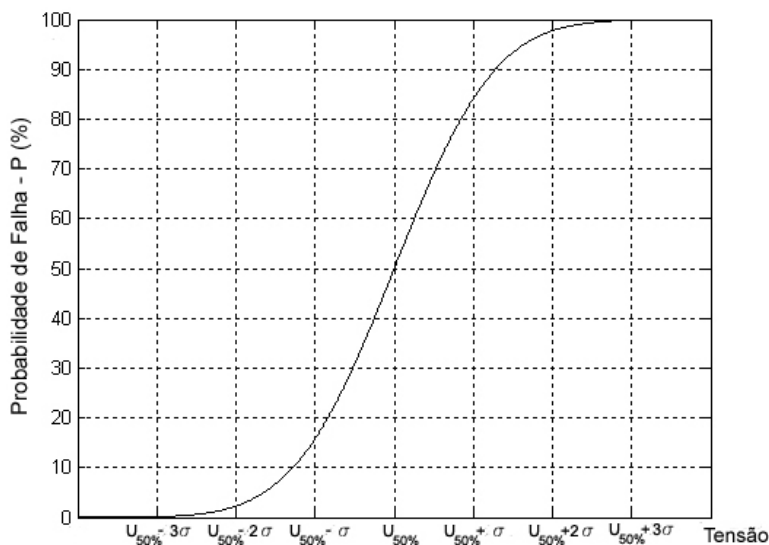


Figura 1.1 - Distribuição cumulativa da suportabilidade do isolamento

Para transitórios de manobra, o caso mais crítico resulta de sobretensões de polaridade positiva [1-5]. Ademais, diversos ensaios [1, 2, 4, 6-13] indicam que a resposta dos isolamentos é diferente para cada forma de onda de tensão aplicada. Um dos fatores mais importantes é o tempo de frente da onda, cuja influência sobre o valor de $U_{50\%}$ é representada por curvas em forma de U, ilustradas na figura 1.2 para algumas distâncias de isolamento, entre 3 e 25 metros.

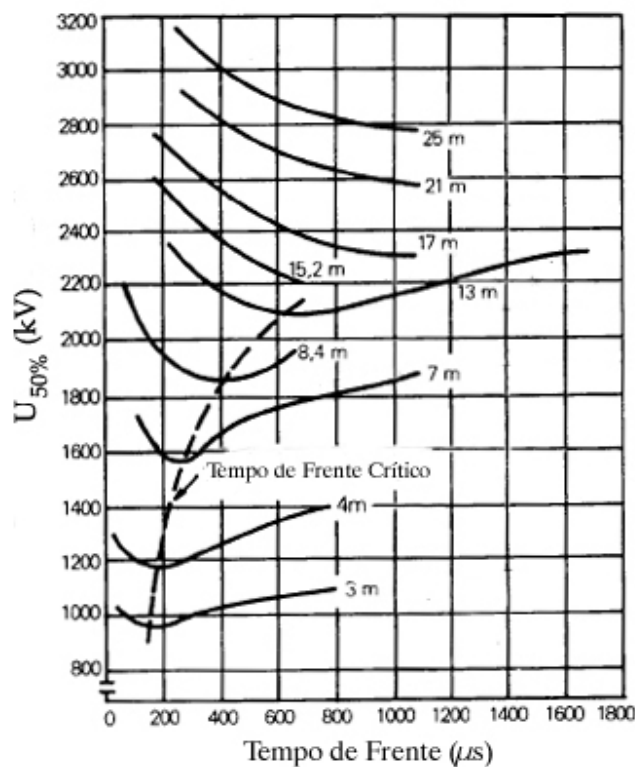


Figura 1.2 - Influência do tempo de frente sobre $U_{50\%}$ [4]

Os estudos de coordenação de isolamento normalmente realizados consideram o valor mínimo de $U_{50\%}$, correspondente ao tempo de frente crítico, por implicar projeto conservativo e por se adequar ao método estatístico tradicional, onde se dispõe de uma única curva de suportabilidade e não há como examinar individualmente as sobretensões de manobra do sistema, seja pela inexistência ou insegurança das informações, seja pela sofisticação computacional requerida.

Em sistemas de elevada tensão, com o uso de equipamentos e técnicas que possibilitam uma redução das solicitações originadas dos transitórios de manobra, e dependendo da configuração de alimentação das linhas de transmissão, as formas de onda das sobretensões assemelham-se mais às tensões de frequência operativa e, por

consequente, têm maior tempo de frente, freqüentemente acima de 1.000 μ s ou mais [4, 6, 14-17]. A inclusão do tempo de frente como variável em projetos de coordenação de isolamento, portanto, representa um refinamento do cálculo do risco de falha de sistemas de transmissão, podendo também proporcionar alguma economia no projeto das linhas, uma vez que menores intervalos significam menor investimento com isoladores, e possivelmente redução das dimensões das torres e logo dos gastos com fundações.

Há de se observar, no entanto, que as sobretensões reais diferem significativamente dos impulsos de laboratório (principalmente ondas duplo-exponenciais) usados para a determinação das características dos isolamentos. A equivalência entre essas ondas e a presença de ressaltos (picos e vales de diferentes amplitudes e durações) nas sobretensões são aspectos relevantes que devem ser considerados. Uma forma de onda de sobretensão em um sistema de 1.050 kV, mostrada na figura 1.3, ilustra como é complexo extrair as informações para a estimação do comportamento do isolamento – amplitudes relativas do ressalto e do componente principal da sobretensão, seus tempos de frente equivalentes, sua influência conjunta. O auxílio de técnicas de processamentos de sinais desenvolvidas para esse fim é fundamental para a realização da tarefa. Além disso, devido à aleatoriedade dos instantes de ocorrência de faltas e de fechamento e abertura dos pólos dos disjuntores, também as sobretensões apresentam caráter estatístico, sendo necessário avaliar o efeito diferenciado de cada onda na suportabilidade dos intervalos.

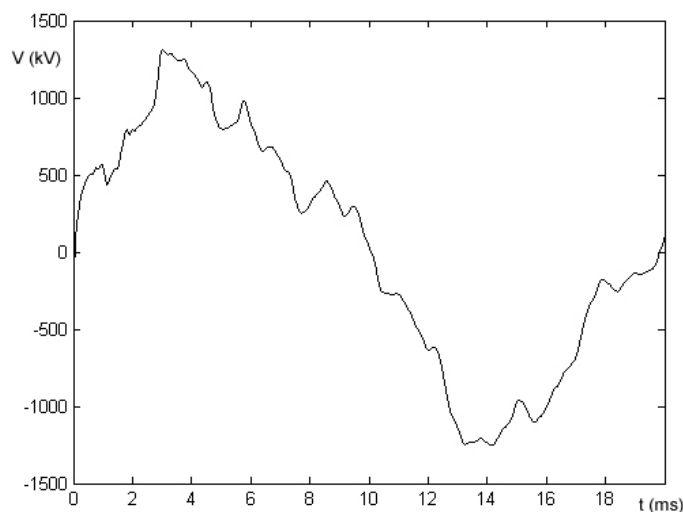


Figura 1.3 - Exemplo de forma de onda de sobretensão da energização de uma linha de transmissão de 1.050 kV

1.3 Objetivos do Trabalho

Este trabalho visa à investigação das alterações provocadas no comportamento dos isolamentos fase-terra pela forma de onda das sobretensões de manobra e dos ganhos decorrentes no projeto de linhas de transmissão. Para isso, desenvolver-se-á um procedimento apurado de cálculo de risco de falha com a inclusão de diversos fatores que afetam a suportabilidade dos intervalos isolantes, especialmente parâmetros obtidos do processamento dos sinais de sobretensão. Todo o processo de análise e cálculo será implementado em rotinas computacionais.

Para a avaliação do problema, serão simuladas manobras estatísticas de energização e religamento de uma linha de transmissão de 1.050 kV por meio dos programas ATP e PSCAD [18-20] e feita uma comparação com resultados publicados para o mesmo sistema, de forma que se valide a modelagem adotada. Posteriormente, as sobretensões obtidas serão processadas pelas rotinas criadas para o cálculo das distâncias de isolamento desejáveis.

Os resultados de coordenação de isolamento segundo o novo tratamento apresentado serão comparados aos obtidos por outras abordagens, verificando-se as diferenças resultantes do cálculo mais preciso do risco de falha e sua aplicabilidade em projetos de implantação e recapacitação de linhas de transmissão. Também se discutirá o impacto provocado pela configuração do sistema ou por considerações sobre os isolamentos.

1.4 Organização do Trabalho

Faz-se no capítulo 2 uma revisão bibliográfica dos tópicos relevantes à natureza dos isolamentos fase-terra sob sobretensões de manobra, os quais fundamentam o procedimento proposto.

No capítulo 3, após uma breve revisão dos principais métodos utilizados para a coordenação de isolamento, apresenta-se o novo procedimento de cálculo do risco de falha. No tocante ao processamento das sobretensões, são realizadas simulações comparativas para a escolha dos ajustes mais adequados das técnicas de análise das ondas.

Procede-se, no capítulo 4, ao cálculo de sobretensões estatísticas de energização e religamento de linha para o sistema-exemplo de 1.050 kV considerado, sendo comparados os resultados obtidos aos publicados. Com a legitimação do caso base, são feitas novas simulações com algumas mudanças no sistema, para que se possibilite a composição de um conjunto mais amplo de análises posteriores.

O capítulo 5 destina-se ao cálculo do risco de falha para os sistemas considerados, confrontando os resultados da coordenação de isolamento para cada um dos enfoques postos sob apreciação, incluindo a análise de sensibilidade de alguns parâmetros.

No capítulo 6 são tecidas as conclusões derivadas deste trabalho, e sugeridas linhas de pesquisa futuras na área.

Capítulo 2

Fundamentação do Trabalho

2.1 Introdução

Este capítulo analisa os principais aspectos relacionados à descarga do isolamento submetido a impulsos com características de transitórios de manobra.

Após a descrição do processo de disrupção, são apresentadas algumas propriedades de interesse dos isolamentos fase-terra. As variáveis que determinam a suportabilidade do isolamento são abordadas em seguida, enfatizando-se o modo de cálculo considerando fatores geométricos, atmosféricos e a forma de onda dos transitórios.

A partir da revisão bibliográfica do assunto, fundamenta-se o procedimento de coordenação de isolamento proposto no capítulo 3.

2.2 O Mecanismo de Descarga

Praticamente todos os estágios do mecanismo de descarga para sobretensões de manobra foram estudados mais detalhadamente pelo grupo de Les Renardières [21-23]. Apresenta-se a seguir sua descrição simplificada [4, 24, 25], com a figura 2.1 ilustrando as etapas do processo de disrupção.

Quando um intervalo de ar é submetido a uma sobretensão, as etapas de desenvolvimento da descarga se sucedem de acordo com os níveis de tensão e o formato da onda. Após um primeiro período de inexistência de efeitos, começam as atividades de avalanche na proximidade do eletrodo energizado, com o primeiro pulso de corona, formado por filamentos chamados canais-piloto (*streamers*). Em seguida, no interregno denominado período sombrio (*dark period*), o fenômeno cessa com a inibição da ionização. Podem intercalar-se estágios de pulsos de corona com períodos sombrios, até quando aparece na base dos filamentos de corona um canal ionizado, o líder. O alongamento do líder também pode ser acompanhado por outros períodos sombrios. Em certo momento, o líder passa a propagar-se continuamente, precedido pelos canais-piloto, cada vez maiores. Quando estes atingem o eletrodo aterrado, a velocidade do líder cresce abruptamente, com um salto final que conclui a disrupção.

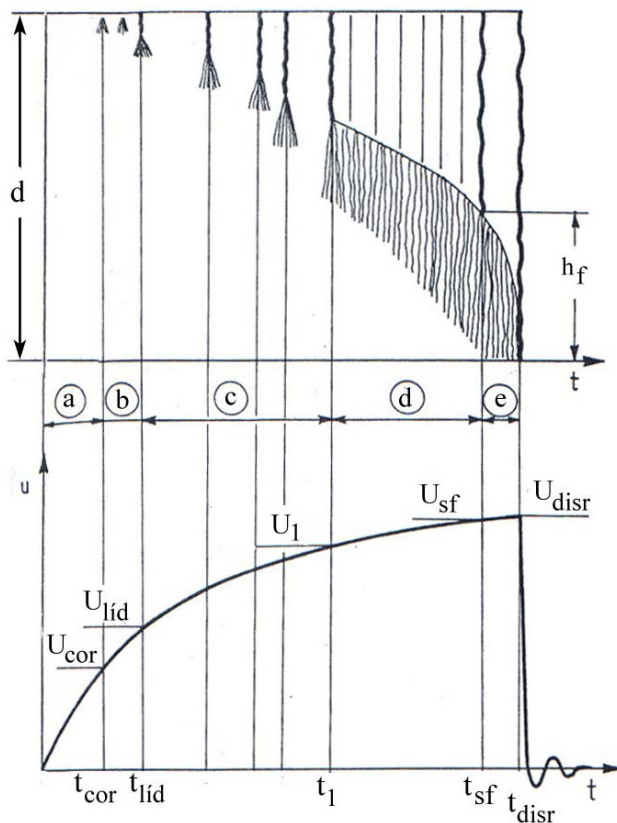


Imagem da descarga num intervalo de comprimento d

etapa a: ausência de fenômenos
 etapa b: corona, períodos sombrios primários
 etapa c: líder, períodos sombrios secundários
 etapa d: propagação contínua do líder
 etapa e: salto final

t - tempo; U - tensão

t_{cor} / U_{cor} - início do efeito corona

$t_{líd} / U_{líd}$ - início do líder

t_1 / U_1 - início do líder contínuo

t_{sf} / U_{sf} - início do salto final

t_{disr} / U_{disr} - disrupção

Figura 2.1 – Mecanismo de descarga num intervalo isolante [24]

2.3 Algumas Propriedades Essenciais do Isolamento Fase-Terra

Serão tratadas, neste item, algumas propriedades básicas do isolamento fase-terra mencionadas no capítulo primeiro, quais sejam: comportamento estatístico, influência da polaridade do impulso e variação da suportabilidade com a forma de onda imposta.

2.3.1 Comportamento Estatístico do Isolamento

A distribuição cumulativa normal ou gaussiana, mostrada na figura 1.1 e completamente caracterizada pelos valores de $U_{50\%}$ e σ , consegue modelar bem a natureza estatística dos isolamentos, pelo menos na faixa de probabilidades detectada pela maioria dos experimentos realizados. A distribuição cumulativa normal, no entanto, é ilimitada, o que não se sustenta fisicamente, uma vez que baixas tensões nunca provocariam uma descarga.

O conhecimento da característica do isolamento na região de baixa probabilidade de descarga é indispensável, pois se devem realizar os ajustes de coordenação para que recaiam nessa porção da distribuição cumulativa as máximas sobretensões esperadas para o sistema. Suzuki et al. [26], em ensaios detalhados, mostraram que o comportamento da disrupção segue uma distribuição normal na região de baixa probabilidade até $3,95 \sigma$ abaixo de $U_{50\%}$.

Apesar de tentativas de empregar outras distribuições cumulativas, como a de Weibull [27], a distribuição normal é largamente utilizada, e os resultados da vasta maioria de experimentos realizados foram publicados através de seus parâmetros $U_{50\%}$ e σ . Como mostra Hileman [17], a partir desses valores é possível adaptar uma distribuição de Weibull, que se aproxima bem à gaussiana na zona abaixo de 50% de probabilidade de falha. Este trabalho adotará a distribuição normal e fará alguns processamentos considerando a distribuição de Weibull adaptada, para fins de comparação.

2.3.2 O Efeito da Polaridade da Onda

Conforme diversos resultados de ensaios, a suportabilidade de intervalos de ar a impulsos de polaridade negativa é superior a impulsos de polaridade positiva em configurações de campo elétrico não-uniforme [1-5], de modo que, por contribuírem muito pouco no risco de falha, o efeito das sobretensões negativas é geralmente desconsiderado.

O fenômeno pode ser explicado ao se considerar um isolamento de ar entre uma ponta energizada positivamente e um plano aterrado (configuração ponta-plano) [4, 28]. Os elétrons, pela sua maior mobilidade, dirigem-se em direção à ponta, deixando à sua esteira uma carga espacial positiva, que causa um aumento do campo elétrico na sua face voltada ao catodo. É como se a ponta se estendesse e o intervalo de ar diminuísse de tamanho.

Com efeito, em configurações onde o eletrodo positivo é bem menor do que a massa aterrada, como na configuração condutor-torre, o campo elétrico fica bem mais distorcido próximo ao eletrodo, favorecendo o mecanismo de descarga de impulsos de manobra, que se inicia com o aparecimento dos canais-piloto de polaridade positiva.

2.3.3 O Efeito da Forma de Onda

A forma de onda e particularmente a duração do tempo de frente da sobretensão alteram o comportamento de descarga do isolamento. Vários experimentos [1, 2, 4, 6-11] têm mostrado que existe um tempo de frente crítico para o qual a suportabilidade de um dado intervalo de ar é mínima. Percebe-se pela figura 1.2 que as curvas de variação da tensão de 50% de probabilidade de falha tomam a forma de U e que o tempo de frente crítico aumenta com o tamanho do intervalo de ar, fatos que são explicados a seguir.

Para que ocorra a descarga, é necessário que a duração da sobretensão exceda um tempo estatístico de dispersão e um tempo de propagação do canal ionizado [29]. Com o aumento do tempo de frente da onda, o período disponível para a geração e propagação do canal é maior, diminuindo a tensão de descarga, até o tempo de frente crítico. Além deste, o tempo estatístico de dispersão continua a aumentar, tornando-se muito maior do que o tempo de propagação do canal, acarretando acréscimo da tensão

necessária para a descarga. Com o aumento do comprimento do intervalo de ar, tanto o tempo de propagação do canal como o valor do tempo de frente crítico aumentam. Para tempos de frente críticos, a descarga se dá próxima ao pico; para tempos menores, ocorre na cauda, e para tempos maiores, na frente da onda.

Outra característica importante no formato das ondas são os ressaltos, que podem impor reduções expressivas na suportabilidade. Além disso, não só o valor de $U_{50\%}$, como também o desvio-padrão σ apresenta dependência com o tempo de frente da onda. Esses assuntos são oportunamente estudados nos itens 2.5 e 2.6, após a apresentação dos fatores mais usuais levados em conta na determinação de $U_{50\%}$.

2.4 Determinação da Tensão de 50% de Probabilidade de Falha ($U_{50\%}$)

O valor de $U_{50\%}$ de uma dada configuração de isolamento pode ser calculado por um dos seguintes métodos:

- Método de início do líder (*leader inception approach*);
- Utilização de fatores de geometria do intervalo (*gap factors*).

Além do cálculo de $U_{50\%}$ acima, pode ser necessário fazer correções para parâmetros geométricos secundários, forma de onda do impulso e condições atmosféricas.

2.4.1 Método de Início do Líder

Este é um modelo semi-empírico proposto por Carrara e Thione [24] que se utiliza de conceitos relacionados ao mecanismo de descarga para impulsos de manobra. Segundo o modelo, a tensão de 50% de probabilidade de descarga para um dado intervalo sob um impulso com tempo de frente crítico pode ser dada por:

$$U_{50\%} = U_b + \Delta U_\sigma = U_1 + \Delta U_L + \Delta U_\sigma \quad (2.1)$$

onde U_b , a tensão mínima de ruptura, é a soma de U_1 , tensão de início do líder contínuo, e ΔU_L , o acréscimo de tensão na propagação do canal do líder até o momento do salto final; ΔU_σ é responsável pela dispersão estatística da tensão de ruptura e normalmente é tomado como $3 \sigma_{(pu)} U_{50\%}$.

A tensão de início do líder contínuo é função da razão entre o potencial e o gradiente de campo a uma distância de referência do centro do eletrodo energizado. Tal cálculo pode ser realizado por técnicas de simulação de carga, e foi desenvolvido analiticamente por Rizk para algumas geometrias de intervalo [25, 30, 31].

2.4.2 Fatores de Geometria do Intervalo

Paris e Cortina [2, 3] foram os primeiros a mostrar que gráficos de $U_{50\%}$ em função do comprimento do intervalo de ar fornecem curvas com o mesmo formato para diferentes configurações de eletrodos, e que elas podem ser relacionadas por meio de um fator específico à geometria básica haste-plano, que possui a menor suportabilidade (figura 2.2). Eles, portanto, propuseram a seguinte expressão:

$$U_{50\%}(d) = k 500 d^{0,6} \quad (2.2)$$

onde k é o fator de geometria do intervalo determinado experimentalmente e d é o comprimento do intervalo de ar em metros.

A expressão apresentada, no entanto, reflete seus experimentos realizados com duplas exponenciais de 120 μ s de tempo de frente. Para o cálculo de $U_{50\%}$ para o tempo de frente crítico, Gallet et al. posteriormente [32] sugeriram a expressão:

$$U_{50\%}(d) = k \frac{3.400}{1 + \frac{8}{d}} \quad (2.3)$$

Essa expressão é válida para intervalos de ar de até 15 metros aproximadamente.

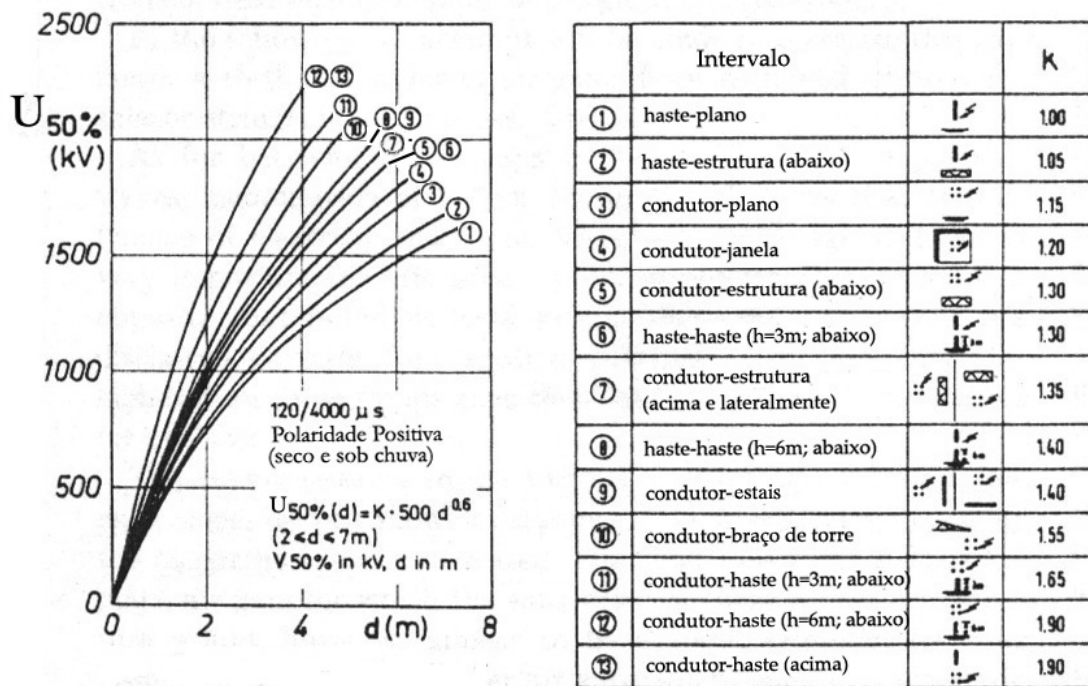


Figura 2.2 – Fatores de geometria do intervalo determinados por Paris e Cortina [3]

Schneider e Weck [33] desenvolveram o conceito do fator de geometria de intervalo, determinando-o através da distribuição de potencial no intervalo de ar:

$$k = 2,5 \frac{V_{40}}{V_{90}} + 0,45 \quad (2.4)$$

onde V_{40} e V_{90} são os potenciais a 40% e 90% do intervalo de ar (a partir do eletrodo aterrado).

Uma vez que pelo método do início do líder pode-se determinar o valor de $U_{50\%}$ para diversas geometrias e relacioná-los à configuração haste-plano, também é possível computar o fator de geometria k . Utilizando esta abordagem e a de distribuição de potencial, e cotejando-as com experimentos, o Grupo de Trabalho 33.03 do CIGRÉ publicou um artigo [34] com expressões gerais para o cálculo do fator de geometria de intervalo.

Para uma configuração do tipo condutor-janela típica de isolamentos da fase interna em torres de transmissão, o fator de geometria de intervalo é [34]:

$$k = 1,25 + 0,005 \left(\frac{H}{d} - 6 \right) + 0,25 (e^{-8S/d} - 0,2) \quad (2.5)$$

com os símbolos explicados na figura 2.3 e válida para d entre 2 e 10 metros, H/d entre 2 e 10 e S/d entre 0,1 e 1.

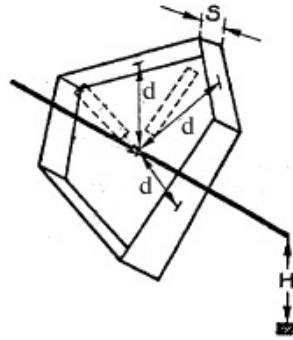


Figura 2.3 – Configuração condutor-janela [34]

Para uma configuração do tipo condutor-mísula/mastro referente a isolamentos das fases externas em torres de transmissão, tem-se [34]:

$$k = 1,45 + 0,015 \left(\frac{H}{d_1} - 6 \right) + 0,35 (e^{-8S/d_1} - 0,2) + 0,135 \left(\frac{d_2}{d_1} - 1,5 \right) \quad (2.6)$$

com os símbolos explicados na figura 2.4 e válida para d_1 entre 2 e 10 metros, H/d_1 entre 2 e 10, S/d_1 entre 0,1 e 1 e d_2/d_1 entre 1 e 2.

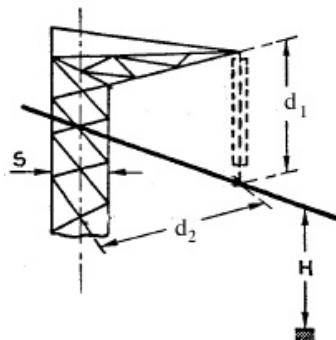


Figura 2.4 – Configuração condutor-mísula/mastro [34]

2.4.3 Influência de Parâmetros Geométricos Secundários

A influência de parâmetros geométricos secundários no valor da suportabilidade é levada em conta através de correções aplicadas aos fatores de geometria de intervalo previamente calculados.

Em sistemas de extra e ultra-alta tensão é necessário mais de um condutor por fase, de forma que, aumentando-se o raio médio geométrico, para a mesma tensão aplicada o campo elétrico seja menor, diminuindo o efeito corona na linha. Paris [2] mostrou que a suportabilidade de intervalos com condutor único varia entre 93% e 100% dos valores para intervalos com feixe de quatro subcondutores para diversas geometrias. Segundo Rizk [31], a relação entre $U_{50\%}$ para condutor único e feixe de quatro subcondutores está entre 0,96 e 0,97 para a configuração condutor-estrutura lateral e entre 0,95 e 0,97 para a configuração condutor-janela, e que o tipo de feixe (aberto ou convencional) não exerce grande influência. Os resultados do Grupo de Trabalho 33.03 do CIGRÉ [34] mostram uma ligeira influência positiva do número de subcondutores, um pouco mais conservativa do que os resultados supracitados, a qual pode ser compilada numa equação de correção do fator de geometria do intervalo:

$$k_{\text{feixe}} = k_{\text{simples}} + 0,01 (N - 2) \quad (2.7)$$

válida para número de subcondutores (N) entre 2 e 8 e espaçamento de aproximadamente 40 a 50 cm entre eles.

A presença de ferragens ligadas à estrutura modifica o comportamento dos isolamentos apenas para cadeias de isoladores verticais, com correção do fator de geometria dada por [34]:

$$k_{\text{ferragens}} = k_{\text{direto}} - 0,4 \frac{l'}{d} \quad (2.8)$$

com os símbolos indicados na figura 2.5, para l'/d até 0,2. A redução da suportabilidade devido à presença de ferragens é menor do que a redução que seria esperada pela diminuição do comprimento do isolamento, como pode ser verificado por experimentos

que introduzem pequenas proeminências no plano aterrado para as geometrias haste-plano e condutor-plano [2, 4]. Para dimensões normais de projeto:

$$k_{ferragens} \frac{3.400}{1 + \frac{8}{d}} > k_{direto} \frac{3.400}{1 + \frac{8}{d - l'}} \quad (2.9)$$

Projeções ligadas aos condutores (vide figura 2.5), como anéis anticorona, alteram a distribuição de campo ao seu redor e reduzem a distância de isolamento. Os fatores de geometria previamente calculados continuam aplicáveis desde que se refiram à distância d' e l/d seja menor do que 0,2 [34].

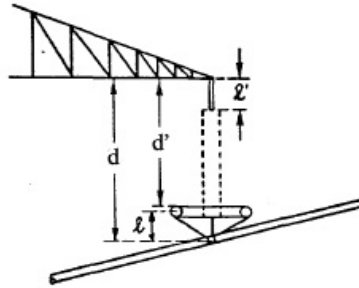


Figura 2.5 – Influência de ferragens no isolamento [34]

Pokorny e Flugum [35] estudaram a variação causada na suportabilidade pelo ângulo de entrada dos condutores na estrutura, chegando a uma redução de 4% para um ângulo de 8 graus. Kachler et al. [7] concluíram que o ângulo de entrada afeta o padrão das disrupções, tendo pouco efeito, porém, no valor de $U_{50\%}$ da configuração condutor-janela. Esse efeito, de qualquer forma, tende a ser anulado se houver anéis sobre os condutores.

A presença de isoladores, distorcendo o campo elétrico, provoca ligeira redução no valor da suportabilidade [2, 4, 5, 7, 34]. A suportabilidade a impulsos de manobra positivos de um intervalo com cadeia de isoladores, no entanto, independe do tipo de isoladores usado [3, 5]. Lloyd e Zaffanella [4] sugerem uma redução de 5% na suportabilidade para isoladores em cadeia vertical, enquanto o Grupo de Trabalho 33.03 do CIGRÉ [34] admite diferentes reduções percentuais de acordo com a geometria do intervalo (para isoladores limpos e secos):

$$k_{isoladores} = \left[0,85 + 0,15 e^{-(k_{ar}-1)} \right] k_{ar} \quad (2.10)$$

2.4.4 Influência do Tempo de Frente da Onda

O cálculo da suportabilidade através dos fatores de geometria e correções até o momento não leva em consideração a influência do tempo de frente, como visto na figura 1.2. A avaliação de seu efeito é realizada por ajustes baseados em resultados de experimentos. Segundo Lloyd e Zaffanella [4], o tempo de frente crítico é calculado pela equação 2.11. A partir do tempo de frente de determinada onda, a correção do valor de $U_{50\%}$ é feita por tabela donde se extrai um acréscimo de tensão em kV de acordo com a diferença $t_{frente} - t_{crítico}$, para apenas duas faixas de comprimentos do intervalo.

$$t_{crítico} = 54 d - 60 \quad (2.11)$$

O Grupo de Trabalho 33.03 do CIGRÉ [34] relaciona o cálculo do tempo de frente crítico (equação 2.12) e a correção da suportabilidade (equação 2.13) tanto ao comprimento do intervalo como à sua geometria, através do fator de geometria, coerentemente com observações experimentais.

$$t_{crítico} = [50 - 35 (k - 1)] d \quad (2.12)$$

$$U_{50\%} = U_{50\% crítico} \frac{N X^2 + A X + B}{X^2 + C} \quad (2.13)$$

onde:

$$\begin{aligned} N &= [1,17 - 0,17 (k - 1)] \\ X &= t_{frente} / t_{crítico} \\ A &= 0,35 \\ B &= 3,8 / (2 - k)^{1,4} \\ C &= 4,3 / (2 - k)^{1,3} \end{aligned} \quad (2.14)$$

As equações 2.12 a 2.14 são válidas para k entre 1 e 2, d superior a 2 metros e no cálculo para tempos de frente maiores do que o crítico. Para tempos menores, pode-se desprezar a variação de $U_{50\%}$.

2.4.5 Influência de Condições Atmosféricas

As condições atmosféricas influem diretamente no comportamento de disrupção dos intervalos de ar. A menor pressão do ar em maiores altitudes diminui a suportabilidade; a maior umidade, por outro lado, eleva-a. A relação entre as tensões críticas de descarga em condições-padrão e condições reais é dada por [4]:

$$U_{50\% \text{ real}} = U_{50\% \text{ padrão}} \left(\frac{D}{FH} \right)^n = U_{50\% \text{ padrão}} (FCA)^n \quad (2.15)$$

onde n é um expoente dependente do comprimento do intervalo de ar determinado pela figura 2.6 ($n = 0,4$ para $d > 6$ metros) e FCA é o fator de correção atmosférica, composto do fator de correção devido à umidade relativa do ar (FH) e da densidade relativa do ar (D) [4, 36, 37].

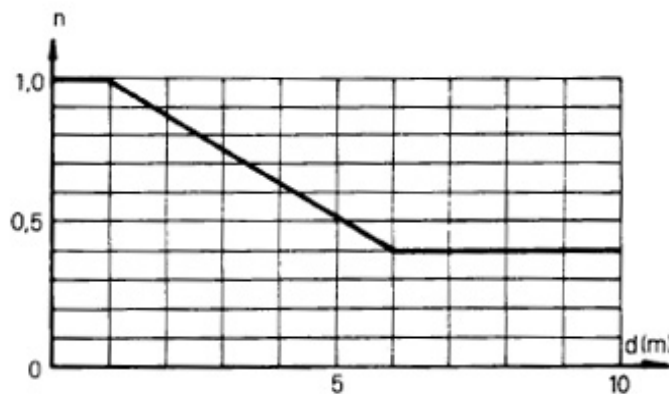


Figura 2.6 – Expoente de ajuste dos fatores de correção atmosférica em função do comprimento do intervalo de ar [4, 37]

Os dados meteorológicos podem ser concentrados em histograma, onde para cada FCA, há uma probabilidade de ocorrência, para uso no projeto de coordenação de isolamento.

O efeito da chuva na suportabilidade a sobretensões de polaridade positiva é desprezível em isolamentos com cadeias em V. Para cadeias verticais, há certa divergência nos resultados [4, 17]. Lloyd e Zaffanella [4] e Diesendorf [38] propõem redução de 5% na suportabilidade, e o Grupo de Trabalho 33.03 do CIGRÉ [34] sugere a equação 2.16 para $k \leq 1,4$ e redução de 5% para maiores fatores de geometria.

$$k_{chuva} = \left[1 - 0,54 e^{-1/(k_{sec o} - 1)} \right] k_{sec o} \quad (2.16)$$

O efeito da chuva é maior para a polaridade negativa; embora em alguns casos a suportabilidade possa ser menor que a apresentada para surtos positivos, admite-se que a polaridade positiva implica sempre menores tensões de descarga. Deve-se ressaltar ainda que a diminuição no valor de $U_{50\%}$ pode chegar a 30% em isoladores levemente contaminados expostos à chuva [4].

Adicionalmente à umidade, densidade do ar e chuva, deve ser observado o efeito do vento, que balança as cadeias verticais, aproximando-as das torres e diminuindo a suportabilidade. Normalmente são utilizados como base histogramas de velocidade do vento registrados em aeroportos próximos à rota da linha. Para cada velocidade de vento, há um ângulo de inclinação das cadeias, que pode ser calculado segundo procedimentos específicos [4, 37, 39]. A aproximação resultante, portanto, acarreta uma redução na tensão de descarga, a qual pode ser associada a outra correção do fator de geometria.

2.5 Formas de Onda Não-Convencionais

Os ensaios normalmente realizados utilizam impulsos na forma de dupla-exponencial. Estudando sua equivalência com impulsos de outros formatos – ondas truncadas e ondas com ressaltos (*bumps*) –, verificou-se que a suportabilidade do isolamento depende apenas da região com as tensões mais elevadas da onda, chamada de parte ativa.

Uma onda truncada, como mostra a figura 2.7, apresenta uma frente muito íngreme até um nível percentual da tensão de pico, onde toma a forma de uma dupla-exponencial padrão. Harada et al. [8] e Menemenlis e Isaksson [10] examinaram seu efeito variando o nível de truncamento ou o tempo de frente da onda-padrão e

observando, para cada onda imposta resultante, o valor de $U_{50\%}$ do isolamento solicitado. Notou-se que a suportabilidade só varia quando os níveis de truncamento se encontram na zona superior do impulso, pouco importando a forma de onda abaixo da região ativa.

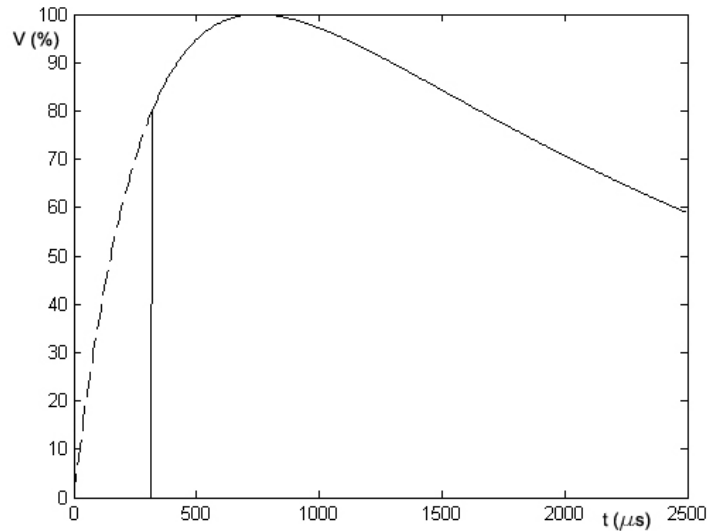


Figura 2.7 – Onda truncada

As ondas com ressaltos geradas em laboratório, tal qual a ilustrada na figura 2.8, são ondas originadas da sobreposição de duas duplas-exponenciais de amplitudes e tempos de frente diferentes, e foram aplicadas em isolamentos de interesse por Carrara et al. [6], Menemenlis et al. [11, 13] e Lalot e Hutzler [12].

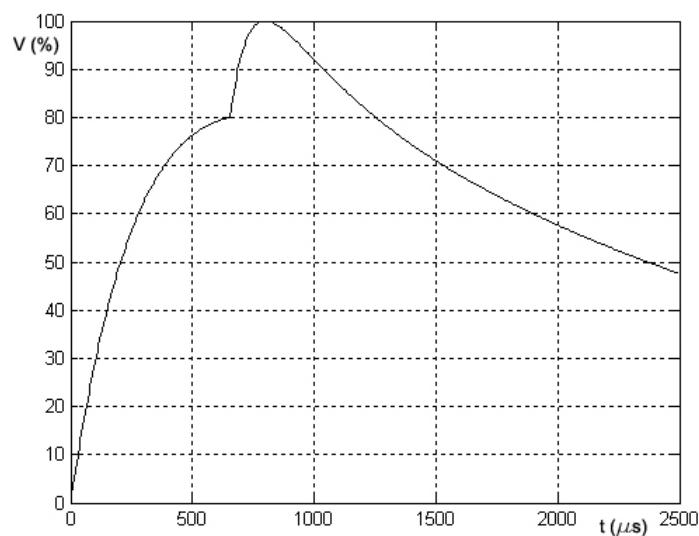


Figura 2.8 – Onda com ressalto

De forma geral, pode-se afirmar a partir dos resultados obtidos que a parte ativa do impulso com 50% de probabilidade de descarga está compreendida acima do valor de 70% do pico. Para ondas com diferentes formatos, portanto, é possível determinar um tempo de frente equivalente ($t_{frente\ eq}$), igual ao tempo de frente de uma dupla-exponencial com a mesma duração entre os pontos de 70% e 100% do pico (t_{70-100}). Considerando como base duplas-exponenciais com tempos de cauda iguais a cinco vezes o tempo de frente (tempos representativos das sobretensões reais), tem-se que [4]:

$$t_{frente\ eq} = 1,45 t_{70-100} \quad (2.17)$$

Essa equivalência pode ser usada para qualquer tipo de onda, incluindo sobretensões encontradas em sistemas reais e impulsos de tempo de frente longo do tipo $(1 - \cos \omega t)$ algumas vezes usados em ensaios.

Os ensaios feitos com ondas providas de ressaltos também são úteis para avaliar o comportamento dos isolamentos de torres de transmissão sujeitos a sobretensões de formato de onda não suave, como geralmente ocorre.

Os experimentos de Carrara et al. [6] em um intervalo haste-plano de 4 metros foram efetuados com uma dupla-exponencial de 200 μs de frente (tempo de frente crítico) sobreposta próxima ao pico de uma dupla-exponencial de tempo de frente igual a 1.800 μs (patamar da curva em forma de U). A amplitude relativa do ressalto ($\Delta V/V$) foi variada, e obteve-se o seguinte gráfico mostrado na figura 2.9.

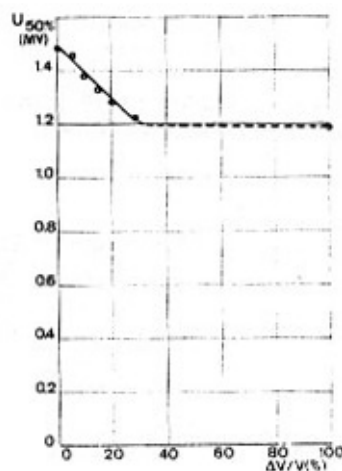


Figura 2.9 – Influência de ressaltos sobre $U_{50\%}$ conforme Carrara et al. [6]

Observa-se que o valor de $U_{50\%}$, inicialmente relacionado ao tempo de frente de $1.800 \mu\text{s}$ ($1,48 \text{ MV}$), decresce com o aumento de $\Delta V/V$, indicando o efeito conjunto da onda longa e do ressalto. A partir de 30% de amplitude relativa, a tensão crítica de descarga é igual a $1,18 \text{ MV}$, valor obtido exclusivamente com a dupla-exponencial de $200 \mu\text{s}$ ($\Delta V/V = 100\%$): isso demonstra que o ressalto já domina inteiramente a parte ativa da onda e a suportabilidade é definida somente pelo tempo de frente dele.

Os ensaios realizados por Menemenlis e Isaksson [11] utilizaram ondas duplo-exponenciais de $210 \mu\text{s}$ e $640 \mu\text{s}$ de frente, aplicadas com diferentes amplitudes relativas a intervalos cone-plano e esfera-plano. As observações conduzidas pelos autores para as distribuições de descarga de cada amplitude relativa (figura 2.10) revelam que, ao invés de um percentual do pico de $U_{50\%}$, é mais coerente relacionar o limite inferior da parte ativa a um dado nível de tensão, próximo à tensão de início do líder (*leader inception level*). De fato, para uma mesma amplitude relativa, com menores tensões aplicadas apenas o ressalto excede a tensão de início do líder, sendo a única responsável pelo comportamento disruptivo; com o aumento do pico, as probabilidades de descarga aumentam diretamente, conforme as retas na parte inferior da figura 2.10. Aumentando-se as tensões aplicadas e mantendo-se a amplitude relativa, a dupla-exponencial longa começa a aparecer na parte ativa, como visto na figura 2.11. Seu efeito então é cada vez maior, e as probabilidades de descarga passam a ser menores do que as obtidas pela extrapolação das retas formadas com o ressalto dominando a região ativa, explicando a inclinação das distribuições cumulativas na figura 2.10.

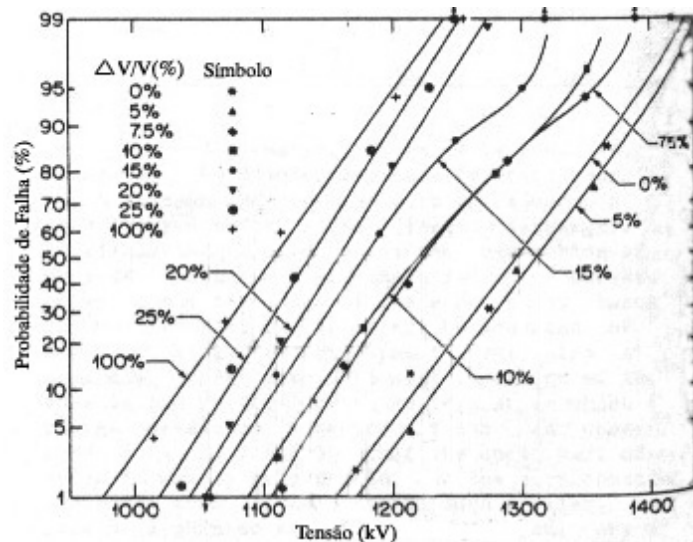


Figura 2.10 – Distribuições cumulativas de falha para impulsos com ressaltos [11]

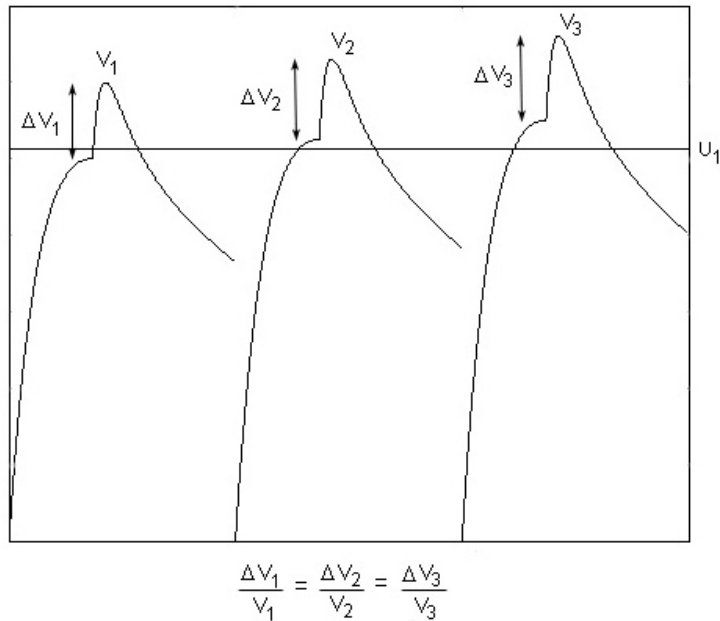


Figura 2.11 – Impulsos obtidos com aumento da tensão aplicada e amplitude relativa constante igual a 15%

A curva $U_{50\%}$ x amplitude relativa obtida reflete a variação entre os valores de $U_{50\%}$ das duplas-exponenciais longa e rápida, conforme visto na figura 2.12, embora aqui não se repita exatamente a reta observada na figura 2.9. Deve-se salientar também que, concorde com o fato de que cada tipo de geometria de intervalo possui diferentes níveis de tensão para as etapas do mecanismo de ruptura, os arranjos cone-plano e esfera-plano apresentam seus próprios limites inferiores da região ativa.

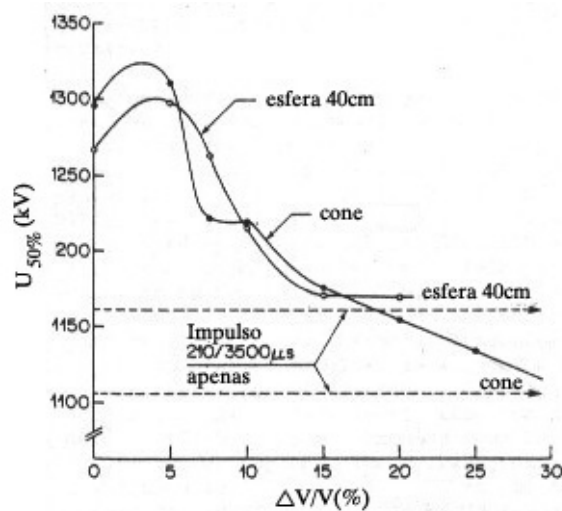


Figura 2.12 – Influência de ressaltos sobre $U_{50\%}$ conforme Menemenlis e Isaksson [11]

Lalot e Hutzler [12] obtiveram resultados que corroboram o decréscimo da tensão crítica de descarga ao se aplicar um ressalto a ondas com tempo de frente longo. Abaixo da tensão de início do líder também se notou que o formato da onda não afeta a disrupção. De acordo com o instante de adição do ressalto, o decréscimo no valor de $U_{50\%}$ é diferente, devido à condição do mecanismo de descarga naquele momento. Do ponto de vista de forma de onda, realmente para cada instante de aplicação do ressalto, o impulso resultante adquire uma característica própria acima do nível de início do líder.

2.6 Variação do Desvio-Padrão da Suportabilidade

Para sobretensões de manobra é normalmente utilizado um desvio-padrão (σ) de 5% do valor de $U_{50\%}$ [4, 17], embora ele possa variar para descargas através de cadeias isolantes, ou em condições de isoladores sob chuva [17, 40].

Experimentos também indicam que o desvio-padrão é dependente do tempo de frente da onda. Nos trabalhos de Menemenlis e Isaksson [10, 11] observa-se sempre um decréscimo no valor de σ para maiores tempos de frente. Todavia, o cálculo preciso de σ necessita de um número muito maior de ensaios do que a determinação confiável de $U_{50\%}$, além de exigir níveis de tensão adequados. Destarte, Menemenlis e Harbec [9] realizaram ensaios extensivos para a estimação do desvio-padrão com pequeno erro, obtendo as curvas mostradas na figura 2.13.

Nota-se, de forma semelhante à curva característica $t_{frente} \times U_{50\%}$, a forma em U do desvio-padrão em função do tempo de frente da onda. Apontam os autores que a tensão estatística de suportabilidade ($U_{50\%} - 3 \sigma_{(pu)} U_{50\%}$) – aquela cujo risco de falha é muito pequeno – apresenta variação bem menos acentuada ao longo dos diversos tempos de frente, visto que há certa compensação entre o valor médio ($U_{50\%}$) e o desvio-padrão (σ) da suportabilidade. No entanto, a curva compreende apenas a faixa até 600 μ s de tempo de frente. Segundo o Grupo de Trabalho 33.03 do CIGRÉ [34], valores de até 8% para o desvio-padrão poderiam ocorrer para impulsos com tempos de frente muito maiores que o crítico.

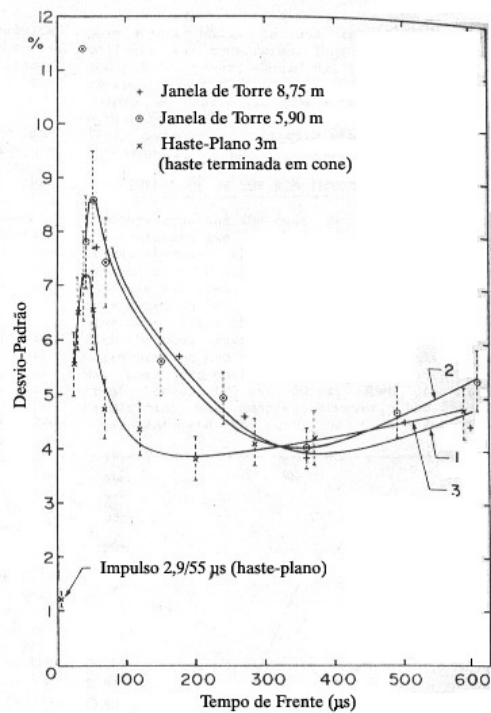


Figura 2.13 – Influência do tempo de frente no desvio-padrão da suportabilidade [9]

De qualquer forma, a margem de incerteza associada ao cálculo do desvio-padrão e o montante de experimentos específicos realizados não permitem a formulação de diretrizes claras para a escolha adequada do valor da grandeza. Também no caso de ondas com ressaltos, não é possível depreender um padrão definido para a variação de σ com a amplitude relativa da onda sobreposta, a partir dos resultados publicados [6, 11].

2.7 Considerações Gerais

A tabela 2.1 mostra a faixa de variação do valor de $U_{50\%}$ para os principais parâmetros de influência vistos neste capítulo. Como a alteração da suportabilidade depende da ação conjunta dos vários fatores e das peculiaridades de cada isolamento analisado, os valores apresentados são apenas indicativos das variações típicas encontradas.

Tabela 2.1 – Faixas de variação típica de $U_{50\%}$ impostas pelos parâmetros de influência

Parâmetro de Influência	Faixa de variação típica de $U_{50\%}$	$U_{50\%}$ de referência
geometria básica do intervalo	100 - 190%	haste-plano
feixe de subcondutores	100 - 106%	condutor simples
ferragens no intervalo	94 - 100%	sem ferragens
ângulo de entrada dos condutores	96 - 100%	sem angulação
isoladores	95 - 100%	sem isoladores
tempo de frente da onda	100 - 120%	tempo de frente crítico
condições atmosféricas	80 - 110%	condições-padrão
chuva	95 - 100%	seco
inclinação das cadeias	70 - 100%	sem inclinação
ressaltos	83 - 100%	sem ressaltos

O modo como cada um dos parâmetros de influência na suportabilidade do isolamento é considerado depende do grau de complexidade que se deseja e do método de coordenação de isolamento adotado. Alguns desses elementos só podem ser incluídos no cálculo do risco de falha mediante maior sofisticação da metodologia utilizada. Por outro lado, a precisão do cálculo depende conjuntamente da precisão das informações disponíveis do sistema, das simplificações feitas em relação às variáveis da suportabilidade do isolamento e do tipo de método escolhido.

O próximo capítulo tratará dos diferentes métodos de coordenação de isolamento e do refinamento necessário para a devida inclusão de todos os parâmetros de interesse.

Capítulo 3

Cálculo do Risco de Falha

3.1 Introdução

Neste capítulo, elabora-se um novo procedimento de cálculo do risco de falha na coordenação de isolamento para transitórios de manobra, baseado na consideração da forma de onda de cada transitório simulado e nos resultados dos estudos realizados sobre a suportabilidade do isolamento.

Primeiramente, trata-se dos métodos de coordenação de isolamento utilizados; em seguida, é apresentada a abordagem proposta, com os procedimentos adotados de cálculo da influência das ondas e cálculo detalhado do risco de falha. Estuda-se então o processamento dos sinais de sobretensão, sendo realizadas simulações comparativas para a definição do ajuste a ser adotado na análise das ondas. Finalmente, são apresentados alguns critérios e dados importantes no procedimento proposto de coordenação de isolamento.

3.2 Métodos de Coordenação de Isolamento

O método de coordenação de isolamento mais simples é o método convencional, cujo desconhecimento acerca do risco de falha envolvido torna-o apropriado apenas para isolamentos não auto-regenerativos, que não admitem probabilidade de disrupção.

Segundo ele, determina-se o valor mínimo de suportabilidade através de um fator de segurança aplicado à máxima sobretensão.

No método estatístico simplificado, admite-se certa distribuição probabilística para as sobretensões de manobra, originada de estudos em analisadores transitórios de redes (TNA) ou de simulações em computador, de sorte que se caracterize uma sobretensão estatística E_2 , com probabilidade de 2% de ser excedida. Através de gráficos pré-calculados [4, 38, 39, 41, 42], seleciona-se um fator de segurança que corresponda ao risco de falha desejado. A tensão de suportabilidade do isolamento, definida como tendo uma probabilidade de descarga associada, normalmente 10%, é então calculada multiplicando-se o fator de segurança e a sobretensão estatística. Considerando distribuições normais para as sobretensões e a suportabilidade, tem-se:

$$E_2 = E_{50\%} (1 + 2,05 \sigma_{E(pu)}) \quad (3.1)$$

$$U_{10\%} = U_{50\%} (1 - 1,3 \sigma_{U(pu)}) \quad (3.2)$$

$$U_{50\%} = FS \frac{E_2}{(1 - 1,3 \sigma_{U(pu)})} \quad (3.3)$$

Uma análise estatística mais criteriosa, por sua vez, traduz-se por calcular o risco de falha pela avaliação conjunta das curvas disponíveis de distribuição cumulativa da suportabilidade do isolamento e de densidade de probabilidade das sobretensões calculadas. Para um isolamento simples, tem-se:

$$R = \int_0^{\infty} f(V) P(V) dV \quad (3.4)$$

onde R é o risco de falha, $P(V)$ é a função probabilidade de descarga e $f(V)$ é a função densidade de probabilidade de solicitações, normalmente relacionada somente às máximas amplitudes positivas das sobretensões. Em um sistema com N_i isolamentos sujeitos à mesma tensão, deve-se considerar a probabilidade de interrupção em pelo menos um elemento:

$$R = \int_0^{\infty} f(V) \left\{ 1 - [1 - P(V)]^{N_i} \right\} dV \quad (3.5)$$

Graficamente, o método pode ser compreendido pela figura 3.1. Mudar o intervalo dos isolamentos equivale a deslocar a curva de suportabilidade, reduzindo ou aumentando o risco de falha, que é a área sob a curva dada pelo integrando da equação 3.5.

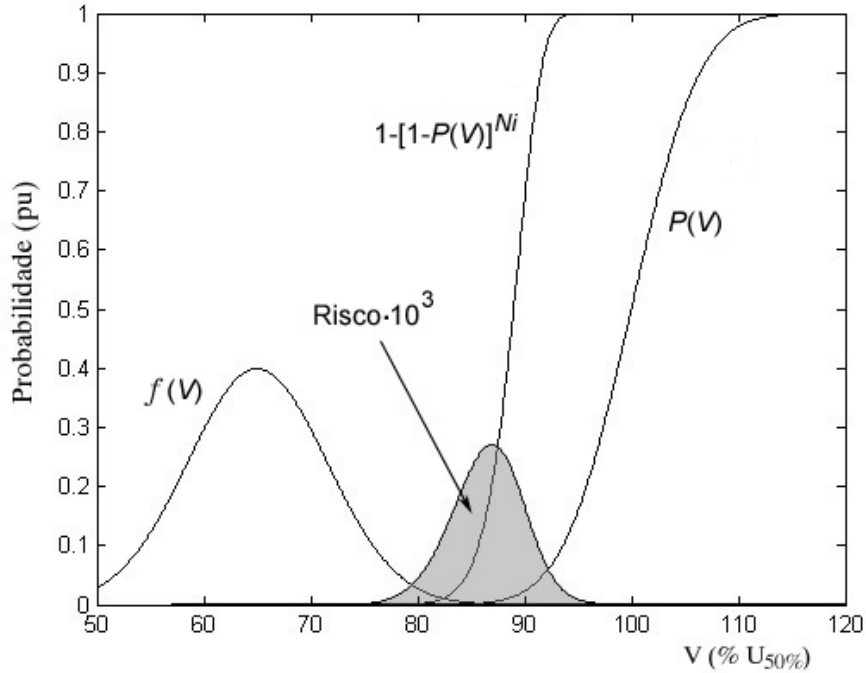


Figura 3.1 – Risco de falha pela avaliação conjunta das curvas de sobretensão e suportabilidade

As linhas de transmissão, contudo, possuem um perfil não uniforme de sobretensão ao longo de seu comprimento. Dadas as características dos transitórios de manobra e a grande massa de dados requerida para a avaliação torre por torre, as linhas são geralmente divididas em trechos agrupando um determinado número de torres expostas a tensões similares. A distribuição de sobretensões adotada por segmento corresponde à da torre mais próxima do terminal receptor, normalmente a mais crítica dentre todas. Como cada trecho apresenta diferentes sobretensões, mas com probabilidades dependentes entre si, pode-se alterar o cálculo, designando $f(V)$ como a função densidade de probabilidade de ocorrência de uma dada tensão num dado trecho, igual a $f(V_1), f(V_2), \dots, f(V_{N_{tr}})$ nos trechos 1, 2, ..., N_{tr} :

$$R = \int_0^{\infty} f(V) \left\{ 1 - \prod_{tr=1}^{N_{tr}} [1 - P(V_{tr})]^{Ni} \right\} dV \quad (3.6)$$

Observe-se que com N_i igual a 1 e N_{tr} igual ao número total de estruturas, as probabilidades seriam calculadas a cada vão. Alternativamente ao armazenamento dos dados de sobretensões em todas as estruturas, é possível estimá-los a partir de valores conhecidos e de correlações entre torres sucessivas [43]. De maneira simplificada, pode-se atribuir um fator de sobretensão a cada torre, interpolado entre os fatores conhecidos no terminal emissor e terminal receptor da linha. Esse procedimento, contudo, não é adequado quando o perfil de sobretensão não é crescente (oscila entre os terminais emissor e receptor), em linhas compensadas ou providas de pára-raios, como é regra geral atualmente.

A caracterização das sobretensões em distribuições contínuas a partir da massa de dados disponível pode ser feita utilizando-se o maior pico dentre as três fases ou os picos de cada fase por manobra; no segundo caso, o risco de falha calculado pelas equações anteriores precisa ser multiplicado por 3 [4, 39]. Deve-se proceder ainda a um truncamento das curvas, pois há limitações de sobretensão inerentes ao sistema, ainda mais evidenciadas com a presença de pára-raios, e porque a região de baixa probabilidade de solicitações é decisiva no risco de falha.

O método direto de coordenação de isolamento, também conhecido como *shot-by-shot*, apresenta a vantagem de utilizar todas as sobretensões geradas por computador ou TNA diretamente no cálculo, dispensando premissas sobre curvas de distribuição. O risco de falha é dado por:

$$R = \frac{\sum_{m=1}^{N_m} \left\{ 1 - \prod_{tr=1}^{N_{tr}} [1 - P(V_{tr,m})]^{N_i} \right\}}{N_m} \quad (3.7)$$

N_m sendo o número total de manobras e $P(V_{tr,m})$ a probabilidade de descarga para a tensão $V_{tr,m}$ ocorrida no trecho tr , na manobra m . Quanto maior o número N_m de manobras, mais preciso será o resultado, pela consistência estatística.

Conhecidas as dimensões das torres, são calculados os fatores de geometria dos intervalos e as correções por parâmetros geométricos secundários, permanecendo fixos durante todo o cálculo do risco de falha. As condições atmosféricas também devem ser incorporadas no cálculo, lembrando que cada condição implica uma probabilidade de

falha diferente, pois altera a suportabilidade do isolamento, e está relacionada a uma probabilidade de ocorrência relativa conforme histogramas de registro. Há, entretanto, elementos variáveis durante o processo de cálculo, devido às peculiaridades de cada onda de sobretensão, os quais só podem ser satisfatoriamente incluídos no cálculo do risco de falha através da metodologia direta. A maneira como todos esses parâmetros são nela reunidos será vista no item 3.3 próximo.

Nas equações 3.4 a 3.7 apresentadas acima, o comportamento estatístico do isolamento é caracterizado por $P(V)$. Conforme discutido no item 2.3.1, ele é modelado por uma distribuição cumulativa normal, mostrada na figura 1.1 e expressa por:

$$P(V) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \sigma} \int_{-\infty}^V \left[\exp - \frac{1}{2} \left(\frac{x - U_{50\%}}{\sigma} \right)^2 \right] dx \quad (3.8)$$

ou sinteticamente por:

$$P(V) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^Z \left(\exp - \frac{y^2}{2} \right) dy \quad (3.9)$$

onde

$$Z = \frac{V - U_{50\%}}{\sigma} \quad (3.10)$$

As sobretensões capazes de provocar descarga são aquelas que estão até $3,95 \sigma$ abaixo de $U_{50\%}$, ou seja, Z deve ser igual ou maior do que $-3,95$, senão $P = 0$.

Hileman [17] demonstra a adaptação de uma distribuição de Weibull cumulativa a partir de $U_{50\%}$ e σ , igualando-a à normal truncada nos pontos de probabilidade igual a 0%, 16% e 50%. A equação resultante, com Z igualmente dado pela equação 3.10, é:

$$P(V) = 1 - 0,5 \left(\frac{Z+1}{4} \right)^{4,8} \quad (3.11)$$

No capítulo 5, serão realizados processamentos de cálculo do risco de falha adotando para a suportabilidade do isolamento essa distribuição adaptada de Weibull, para comparação com os resultados obtidos considerando a distribuição normal.

3.3 Procedimento Proposto

3.3.1 Cálculo do Risco de Falha

O procedimento de coordenação de isolamento proposto utiliza como base o método direto, levando em conta a influência individual das ondas de sobretensão na probabilidade de falha do isolamento, especialmente o tempo de frente e a presença de ressaltos. Além disso, outros fatores também são reunidos no cálculo, como os efeitos climáticos, tornando-o mais realista.

No método direto, a avaliação de $P(V)$ a cada manobra permite que seja considerada a influência de outros parâmetros além da maior amplitude positiva de sobretensão, tais como: tempos de frente, ressaltos na onda, picos consecutivos e sobretensões entre fases¹. Para uma dada solicitação, basta acondicionar os valores de $U_{50\%}$ e σ ao efeito individual da onda antes do cálculo de $P(V)$, e para incluir mais de uma solicitação numa mesma manobra, faz-se:

$$P_{tr,m} = 1 - \prod_{solicitações} [1 - P(V_{solicitação})] \quad (3.12)$$

$$R = \frac{\sum_{m=1}^{Nm} \left[1 - \prod_{tr=1}^{Ntr} (1 - P_{tr,m})^{Ni} \right]}{N_m} \quad (3.13)$$

¹ O dimensionamento dos isolamentos fase-fase é requisito apenas em linhas de transmissão cujas torres não apresentam suporte metálico disposto entre as fases. Há também características diferenciais das descargas entre fases, sendo necessário utilizar outro tratamento para as sobretensões obtidas. Neste trabalho, são consideradas linhas convencionais, com contribuição única das descargas fase-terra para o risco de falha.

Já a determinação da probabilidade de falha de um isolamento submetido a condições meteorológicas diversas é computada da seguinte forma:

$$P_m = \sum_{atm=1}^{Natm} [P_m(atm) p(atm)] \quad (3.14)$$

onde $p(atm)$ é a probabilidade em p.u. da ocorrência da condição atm , $Natm$ é o número de condições atmosféricas e $P_m(atm)$ é a probabilidade de falha do isolamento na manobra m , com a condição atm . Observe-se que essa equação é válida para somente um isolamento. Para o risco de falha na linha, é normalmente assumido um histograma de condições atmosféricas único para toda a linha, aplicando-se assim as mesmas condições a todos os trechos [4]. O cálculo, portanto, fica:

$$R = \frac{\sum_{m=1}^{Nm} \sum_{atm=1}^{Natm} \left\{ \left[1 - \prod_{tr=1}^{Ntr} (1 - P_{tr,m}(atm))^{Ni} \right] p(atm) \right\}}{N_m} \quad (3.15)$$

3.3.2 Cálculo da Influência da Forma das Ondas

Para a avaliação das probabilidades de falha considerando sua dependência em relação às peculiaridades das ondas, é necessário extrair de cada sobretensão informações que possam caracterizar a suportabilidade do isolamento. Um possível modo, conforme a referência 41, é ajustar a onda nas proximidades do pico de interesse a uma forma dupla-exponencial, determinando o tempo de frente desta.

No procedimento proposto, além da dependência em relação ao tempo de frente, também a amplitude relativa dos ressaltos é levada em conta. Como exemplificado na figura 3.2, as sobretensões são decompostas em duas ondas: a onda básica, com a componente de tempo de frente longo, e a onda sobreposta, com as variações rápidas. A partir desse processamento, que pode ser feito de diversas formas (detalhadas no item 3.4.1), são calculados os valores da tensão de 50% de probabilidade de falha ($U_{50\%}$) e do desvio-padrão (σ) da suportabilidade de um isolamento solicitado pela sobretensão em questão.

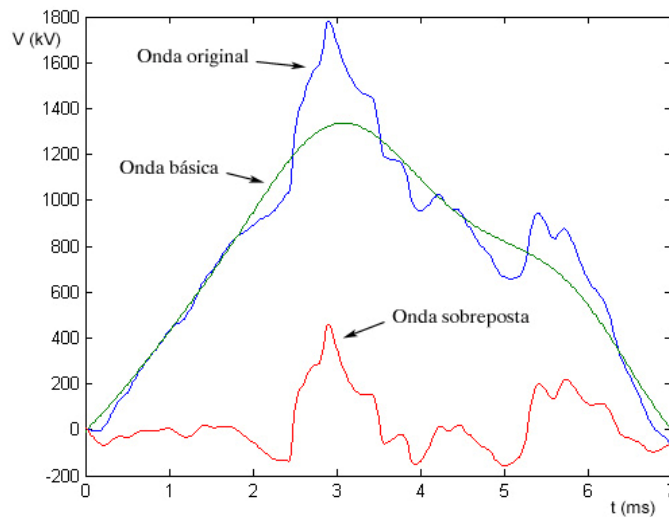


Figura 3.2 – Decomposição da sobretensão nas ondas básica e sobreposta

Primeiramente, da onda básica é retirado o valor do tempo de frente ($t_{frente\ bás}$), e da onda sobreposta são obtidos o tempo de frente ($t_{frente\ sob}$) e a amplitude relativa do ressalto ($\Delta V/V$) referente ao pico que está sendo examinado. São então calculadas as tensões críticas de descarga para cada uma das ondas pelas equações 2.12 a 2.14. Consoante os experimentos de Carrara [6], Menemenlis e Isaksson [11] e Lalot e Hutzler [12], a tensão $U_{50\%}$ da onda total está no intervalo entre os valores de $U_{50\%}\ bás$ e $U_{50\%}\ sob$ ($U_{50\%}$ das ondas básica e sobreposta). Com base nos resultados publicados, e como escolha de engenharia, adota-se aqui uma variação linear no cálculo de $U_{50\%}$, visualizada na figura 3.3 ou nas equações 3.16 e 3.17.

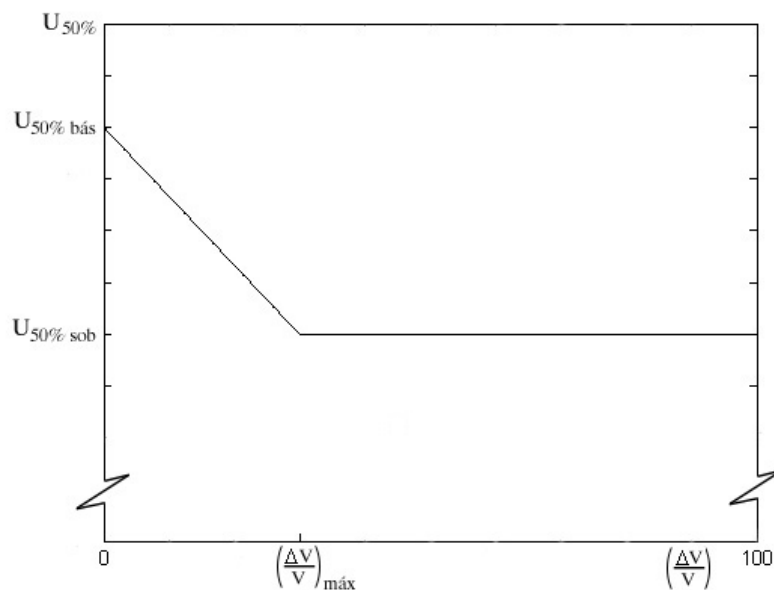


Figura 3.3 – Cálculo de $U_{50\%}$ a partir dos valores de $U_{50\%}$ das ondas básica e sobreposta

$$U_{50\%} = U_{50\% \text{ bás}} + \frac{(U_{50\% \text{ sob}} - U_{50\% \text{ bás}}) \left(\frac{\Delta V}{V} \right)}{\left(\frac{\Delta V}{V} \right)_{\text{máx}}} \quad (3.16)$$

se $\Delta V/V$ for menor do que $(\Delta V/V)_{\text{máx}}$. Senão:

$$U_{50\%} = U_{50\% \text{ sob}} \quad (3.17)$$

Uma vez que as ondas a serem analisadas têm diferentes amplitudes, cumpre determinar o limite inferior da região ativa não como um percentual do pico, mas como um nível de tensão dependente apenas da geometria do intervalo e das condições atmosféricas. Fundamentado nos artigos de Menemenlis e Isaksson [11] e Lalot e Hutzler [12] (analisados no item 2.5) e no processo físico de disrupção, assume-se que ela é igual à tensão de início do líder contínuo U_1 , estimada de acordo com os cálculos do item 3.5.3. Assim, a amplitude relativa máxima $(\Delta V/V)_{\text{máx}}$ é:

$$\left(\frac{\Delta V}{V} \right)_{\text{máx}} = 100 \frac{V_{\text{pico}} - U_1}{V_{\text{pico}}} \quad (3.18)$$

Devido à insuficiência de trabalhos práticos que permitam derivar procedimentos para a estimação do desvio-padrão da suportabilidade sob ondas não-convencionais, duas alternativas serão contempladas:

- Desvio-padrão constante igual a 5% de $U_{50\%}$;
- Desvio-padrão variável em função dos tempos de frente e dos ressaltos.

No segundo caso, a figura 3.4 descreve a forma de cálculo do desvio-padrão para as ondas básica e sobreposta. Note-se que entre o tempo de frente crítico e $600 \mu\text{s}$ a curva reproduz aproximadamente os resultados de Menemenlis e Harbec [9] mostrados na figura 2.13; em seguida, acresce o valor de σ até o limite conservativo de 8% referente a tempos de frente muito longos (arbitrado em $3.000 \mu\text{s}$). O desvio-padrão

para a sobretensão total resulta da interpolação entre os valores obtidos para as ondas básica e sobreposta, pelas equações 3.19 e 3.20, analogamente ao cálculo de $U_{50\%}$. Essa alternativa constitui base de cálculo que tende a favorecer os procedimentos de coordenação de isolamento tradicionais, onde a suportabilidade para ondas com tempos de frente críticos determina os espaçamentos.

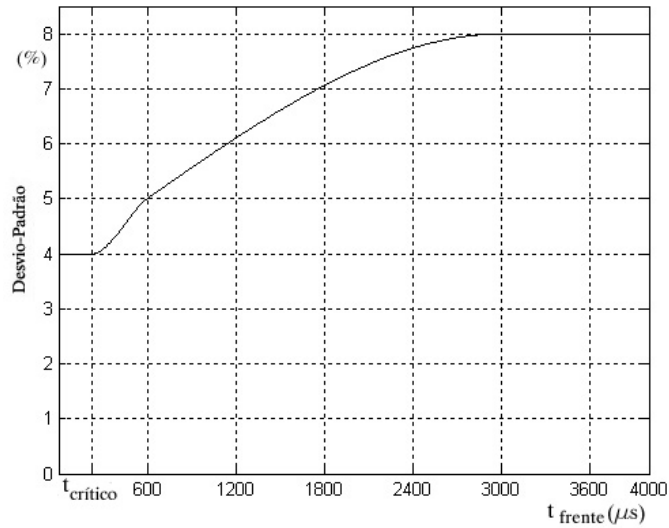


Figura 3.4 – Cálculo alternativo do desvio-padrão a partir do tempo de frente da onda

$$\sigma = \sigma_{bás} + \frac{(\sigma_{sob} - \sigma_{bás}) \left(\frac{\Delta V}{V} \right)}{\left(\frac{\Delta V}{V} \right)_{máx}} \quad (3.19)$$

se $\Delta V/V$ for menor do que $(\Delta V/V)_{máx}$. Senão:

$$\sigma = \sigma_{sob} \quad (3.20)$$

3.3.3 Processo de Cálculo

Para a efetivação completa do cálculo do risco de falha, os seguintes dados devem ser fornecidos:

- Dimensões da torre;

- Formas de onda das sobretensões das 3 fases de um número significativo de manobras;
- Histograma de condições atmosféricas;
- Histograma de inclinação das cadeias verticais.

Nas ondas fornecidas, apenas as sobretensões positivas são avaliadas na solicitação aos isolamentos. No entanto, essas mesmas ondas são posteriormente invertidas, com os picos negativos tornando-se positivos e vice-versa. As ondas resultantes são então consideradas como decorrentes de outra manobra. Isso pode ser feito porque o atraso de 180° nos instantes de operação de chaveamento provoca sobretensões de polaridade oposta. O artifício empregado poupa esforços computacionais de simulação de mais transitórios e armazenamento de um número maior de amostras de tensão.

Na análise de cada onda, os picos escolhidos como significativos e que serão analisados são aqueles acima da tensão de início do líder contínuo, observando-se um intervalo mínimo de 2 ms entre picos consecutivos [41]. Como a suportabilidade do isolamento e os estágios de descarga variam com as condições climáticas, e para evitar processar a mesma onda diversas vezes, inicialmente os picos são selecionados tomando como base o valor da tensão de início do líder contínuo correspondente às ocorrências atmosférica e de vento críticas ($U_{1crítica}$).

O processo geral de obtenção dos parâmetros das ondas é mostrado no fluxograma da figura 3.5. O processo de cálculo do risco de falha por passos é esquematizado no fluxograma da figura 3.6. Os itens 3.4 e 3.5 detalham o processamento das ondas e a adoção de critérios adicionais no procedimento de coordenação de isolamento.

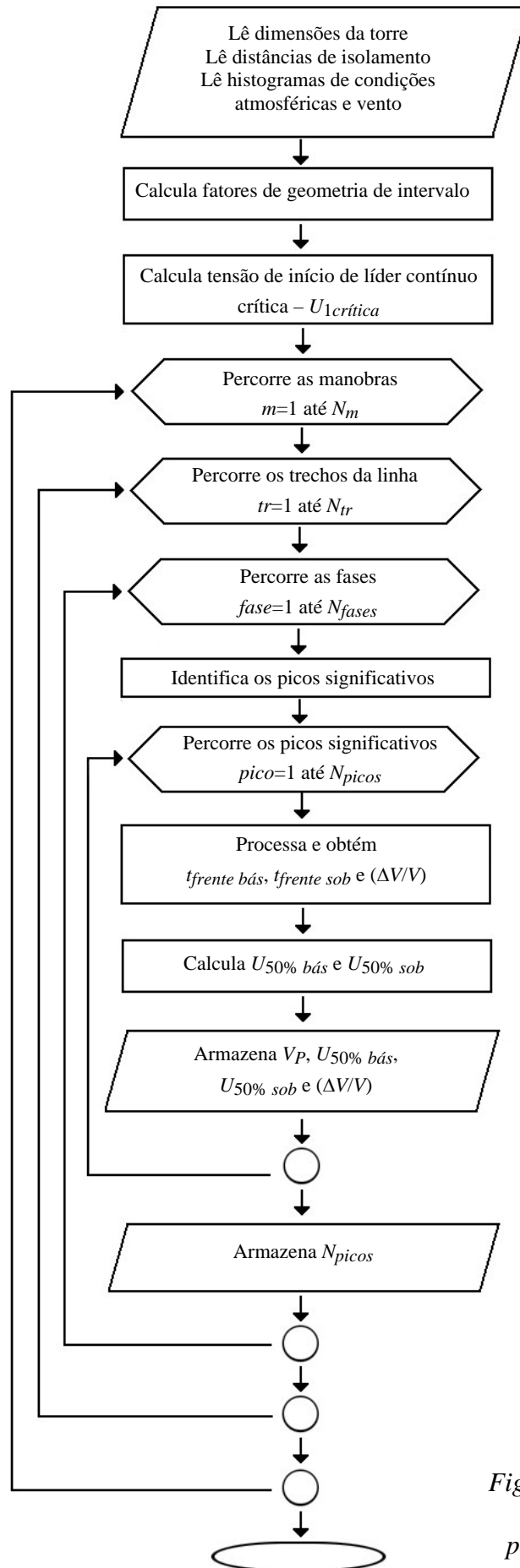


Figura 3.5 – Fluxograma de obtenção dos parâmetros das ondas

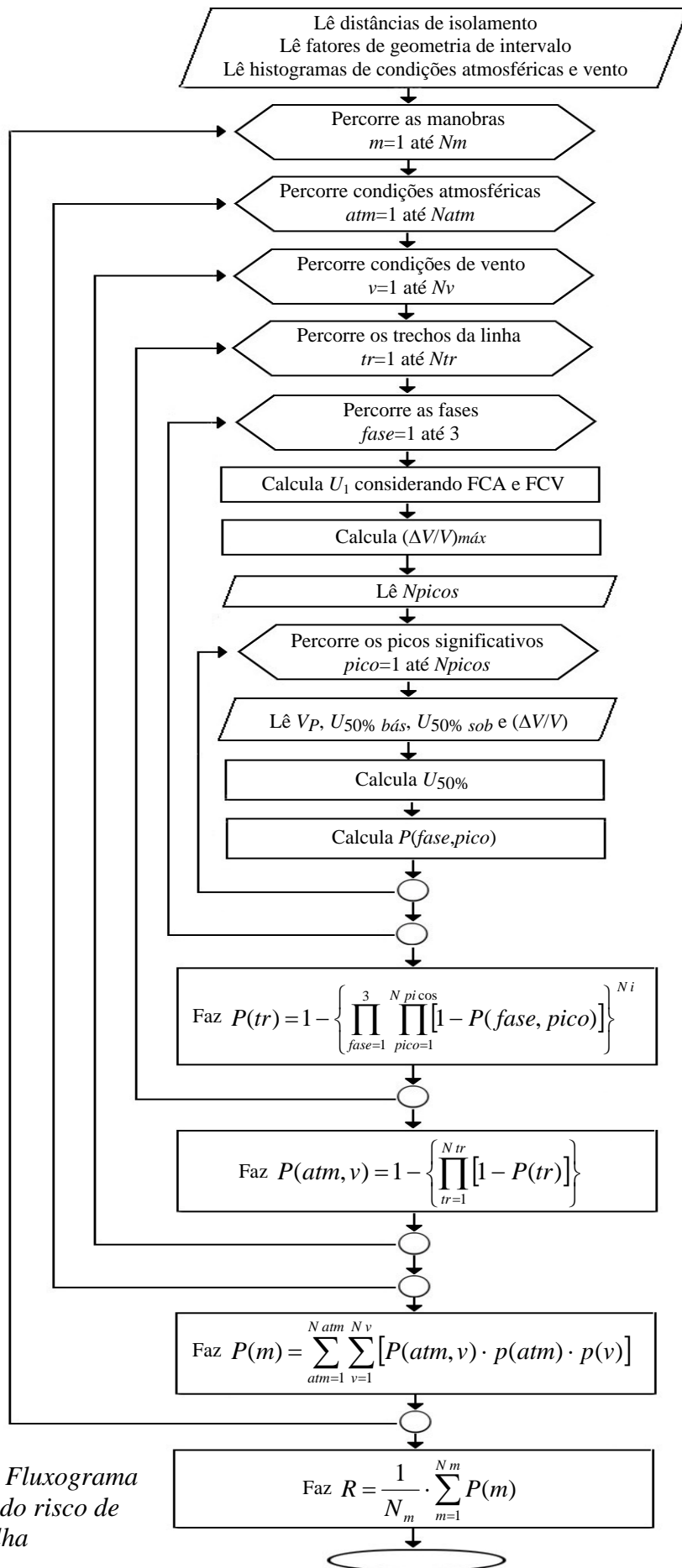


Figura 3.6 – Fluxograma de cálculo do risco de falha

3.4 Processamento da Onda

3.4.1 Descrição

A decomposição da sobretensão nas ondas básica e sobreposta pode ser realizada de maneiras diferentes. Três modos básicos de processamento serão vistos:

- Ajuste de dupla-exponencial;
- Modelagem pelos coeficientes de Steiglitz-McBride;
- Filtragem passa-baixas.

Após o desmembramento da onda básica por qualquer um desses processamentos, a onda sobreposta é calculada como a diferença entre a onda original e a onda básica. Cada um dos processamentos é ilustrado a partir de uma mesma sobretensão.

Os processamentos são realizados utilizando funções disponíveis no programa Matlab.

3.4.1.1 Ajuste de Dupla-Exponencial

O objetivo deste tipo de processamento é ajustar a sobretensão a uma curva dupla-exponencial, de sorte que ela possa se equiparar à forma de onda dos impulsos da maioria dos ensaios realizados. O ajuste é feito através de iterações sucessivas ao final das quais, por minimização do erro em relação à curva original, são obtidos os parâmetros de uma dupla-exponencial que descreve a onda básica.

A onda a ser ajustada deve compreender somente um intervalo da sobretensão, referente ao pico que se deseja analisar. O início desse intervalo deve ser o ponto de zero que anteceda o pico, e o final é o valor da sobretensão que corresponda a um percentual fixo da amplitude máxima. A figura 3.7 mostra o ajuste realizado com o corte em 60% do pico da sobretensão.

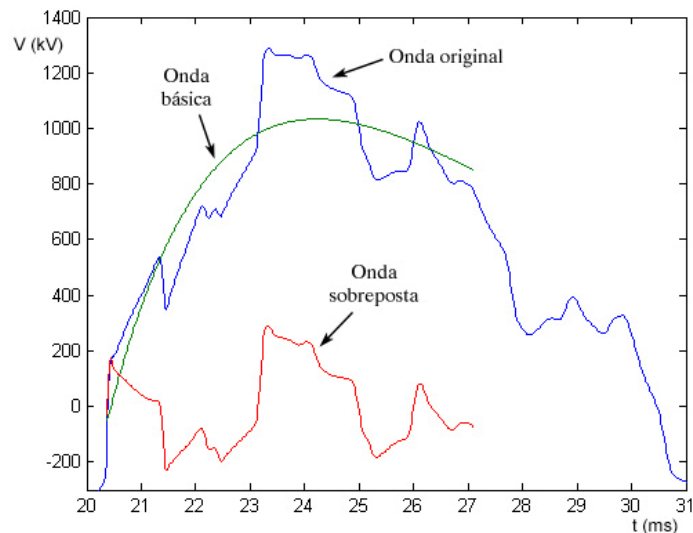


Figura 3.7 – Decomposição da sobretensão por ajuste de dupla-exponencial

Devido ao caráter oscilatório da sobretensão, variando-se o percentual de corte da cauda, a quantidade de amostras de menor amplitude da onda altera o comportamento da dupla-exponencial ajustada. A comparação de ajustes para cada percentual de corte escolhido é apresentada no item 3.4.3.

3.4.1.2 Modelagem pelos Coeficientes de Steiglitz-McBride

Por esta técnica, o trecho de sobretensão em análise primeiramente é submetido ao processo iterativo de Steiglitz-McBride [44], que determina os pólos e zeros de um sistema linear cuja resposta aproximada ao impulso seja a própria onda. Em seguida, cria-se um impulso (no domínio discreto, um vetor em que todos os elementos são iguais a 0, exceto o primeiro, igual a 1). Ele passa por um filtro descrito pelos coeficientes do numerador e denominador do sistema linear, e a onda resultante é a onda básica.

Embora a extensão do sistema modelado possa ser escolhida – quanto maior a sua ordem, mais oscilações serão reproduzidas –, para as ondas de sobretensão simuladas, o processo iterativo é geralmente mais bem sucedido quando há 2 pólos e 2 zeros (3 coeficientes no numerador e 3 no denominador). O processamento é realizado no intervalo da sobretensão contido entre o ponto de zero anterior e o ponto de zero posterior ao pico.

O resultado da aplicação da técnica é ilustrado na figura 3.8.

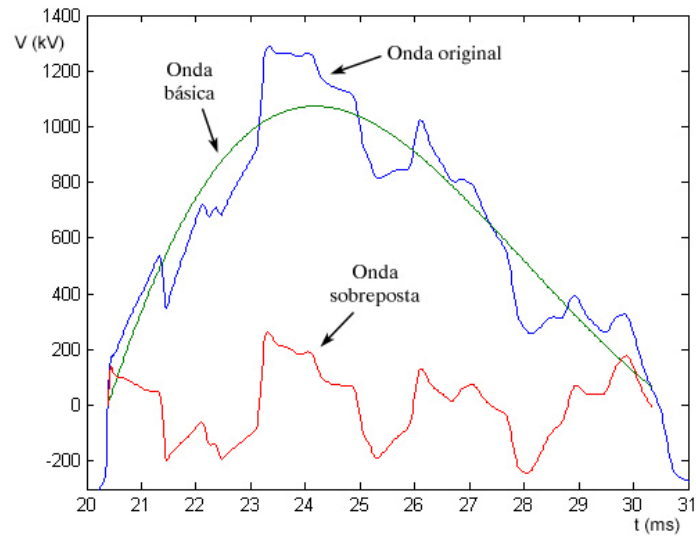


Figura 3.8 – Decomposição da sobretensão por modelagem pelos coeficientes de Steiglitz-McBride

3.4.1.3 Filtragem Passa-Baixas

Com a filtragem passa-baixas, a onda básica passa a conter apenas as frequências inferiores do espectro da onda original. A onda a ser processada é o registro inteiro da sobretensão, independente da posição e do número de picos selecionados.

O filtro é projetado usando o método de janelamento de Hamming [45]. Definem seu comportamento a ordem e a frequência de corte, em que o ganho normalizado é igual a -6 dB. Em face da grande variedade de formas de onda de sobretensão, os processamentos do item 3.4.3 definirão os parâmetros mais adequados. A figura 3.9 exemplifica a filtragem realizada com filtro de ordem 150 e frequência de corte igual a 400 Hz para uma onda cujo passo de tempo é de 20 μ s.

3.4.2 Derivação dos Parâmetros das Ondas

Com as ondas obtidas por um dos processos anteriores, procede-se então à determinação de seus parâmetros de interesse: os tempos de frente $t_{frente\ bás}$ e $t_{frente\ sob}$ das ondas básica e sobreposta e a amplitude relativa $\Delta V/V$ desta.

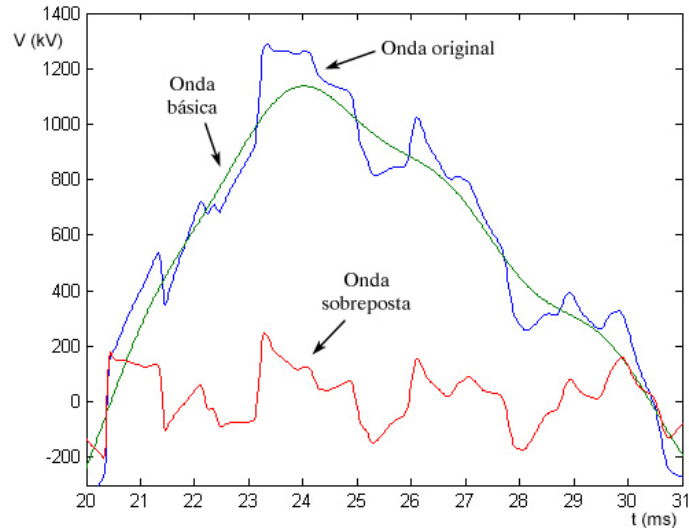


Figura 3.9 – Decomposição da sobretensão por filtragem passa-baixas

Para a onda básica, determina-se-lhe primeiramente o pico em um intervalo de $\pm 500 \mu\text{s}$ do pico selecionado da onda original. Pesquisa-se então o ponto de 70% da amplitude máxima na frente da onda, e, com a duração entre esses instantes (t_{70-100}), calcula-se o tempo de frente equivalente, através da equação 2.17, levando-se em conta, assim, o formato da onda na região solicitante ao isolamento (a parte ativa do impulso com 50% de probabilidade de descarga está compreendida acima do valor de 70% do pico).

A onda sobreposta pode apresentar oscilações que não permitam caracterizar seu tempo de frente adequadamente pela forma utilizada na onda básica. Recorre-se a outro processo, ilustrado na figura 3.10, criado para o tratamento de todas as ondas sobrepostas. Após a localização de seu valor máximo em um intervalo de $\pm 300 \mu\text{s}$ do pico selecionado original, deve-se abalizar o momento de início do ressalto na onda de tensão. Ele é estabelecido no instante em que, antes de seu pico, a onda total exceda o nível da amplitude máxima da onda básica. Através desse ponto de análise inferior e do pico da onda sobreposta, determina-se o tempo de frente por uma dupla-exponencial com tempo de cauda igual a 10 vezes o tempo de frente, dada pela equação 3.21 [24].

$$V_{sob}(t) = 1,12 V_{sob\ pico} \left(e^{-0,09 \tau} - e^{-3,86 \tau} \right) \quad (3.21)$$

com

$$\tau = \frac{t - t_0}{t_{V_{sob\ pico}} - t_0} \quad (3.22)$$

onde $t_{V_{sob\ pico}}$ e $V_{sob\ pico}$ são o tempo e a tensão do pico da onda sobreposta, t e $V_{sob}(t)$ devem ser substituídos pelos valores correspondentes ao ponto de análise inferior, e a incógnita t_0 é o tempo onde a dupla-exponencial passa pelo zero, a qual é usada para o cálculo do tempo de frente:

$$t_{frente\ sob} = t_{V_{sob\ pico}} - t_0 \quad (3.23)$$

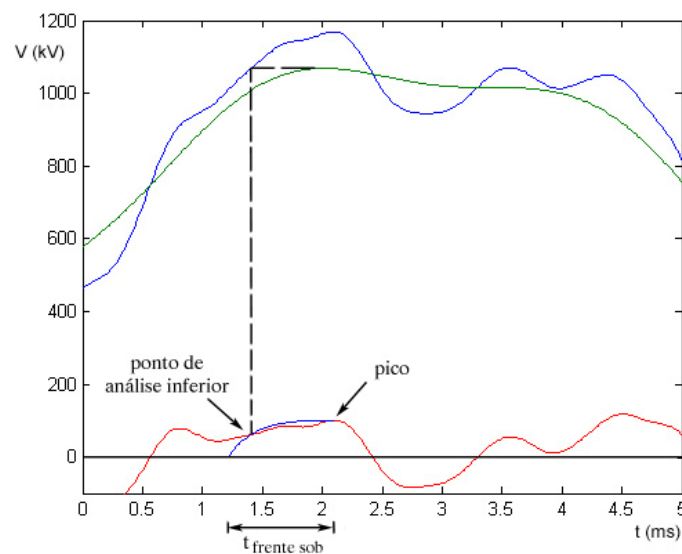


Figura 3.10 – Processo de cálculo do tempo de frente da onda sobreposta

O cálculo da amplitude relativa do ressalto é feito através da equação 3.24.

$$\left(\frac{\Delta V}{V} \right) = 100 \frac{V_{sob\ pico}}{V_{pico}} \quad (\%) \quad (3.24)$$

V_{pico} sendo o pico selecionado da onda original de sobretensão.

3.4.3 Comparação de Resultados para Ondas Geradas

Objetivando a escolha das melhores formas de processamento dos sinais de sobretensão, realizou-se uma comparação dos resultados fornecidos por diversas técnicas e ajustes para uma série de ondas geradas.

Os sinais gerados são ondas com ressaltos simples, formados por uma componente rápida sobreposta próxima ao pico de uma componente básica com tempo de frente longo. Para efeito de abrangência, cada alternativa de processamento compreende a análise de um total de 280 ondas geradas pela composição de ondas básicas e sobrepostas de diferentes tempos de frente e amplitudes, relacionadas nas tabelas 3.1 e 3.2.

Tabela 3.1 – Relação das ondas básicas geradas

Tipo	Tempo de Frente (μs)			
Dupla-exponencial	1.300	1.800	2.300	2.800
Co-senoidal ($1-\cos \omega t$)	1.300	1.800	2.300	2.800

Tabela 3.2 – Relação das ondas sobrepostas geradas

Tipo	Tempo de Frente (μs)	Amplitude Relativa $\Delta V/V$ (%)						
Dupla-exponencial	150	5	10	15	20	25	30	35
Dupla-exponencial	300	5	10	15	20	25	30	35
Dupla-exponencial	450	5	10	15	20	25	30	35
Dupla-exponencial	600	5	10	15	20	25	30	35
Dupla-exponencial	750	5	10	15	20	25	30	35

Conhecidos *a priori* os tempos de frente e amplitudes de todas as componentes, é possível calcular a tensão de 50% de probabilidade de falha de um isolamento submetido a qualquer uma das ondas compostas geradas. Essa tensão de referência é então cotejada com os valores computados a partir dos parâmetros obtidos pelos diferentes processamentos. O cálculo foi realizado através do processo apresentado no item 3.3.2, considerando, para fins de comparação, um intervalo de 7 metros com fator de geometria de 1,25 e $(\Delta V/V)_{\text{máx}}$ igual a 30%. O passo de tempo utilizado na geração das ondas foi de 20 μs .

Em virtude do grande número de ondas processadas, adotou-se para confronto das alternativas um valor que representa o distanciamento relativo entre o vetor das tensões $U_{50\%}$ calculadas por cada tipo de processamento e o vetor das tensões $U_{50\%}$ de referência, dado por:

$$\text{dist (\%)} = 100 \frac{\text{norma} \left\{ \begin{array}{c} \left[\begin{array}{c} (U_{50\% \text{ proces}})_1 \\ (U_{50\% \text{ proces}})_2 \\ \vdots \\ (U_{50\% \text{ proces}})_{280} \end{array} \right] - \left[\begin{array}{c} (U_{50\% \text{ ref}})_1 \\ (U_{50\% \text{ ref}})_2 \\ \vdots \\ (U_{50\% \text{ ref}})_{280} \end{array} \right] \end{array} \right\}}{\text{norma} \left[\begin{array}{c} (U_{50\% \text{ ref}})_1 \\ (U_{50\% \text{ ref}})_2 \\ \vdots \\ (U_{50\% \text{ ref}})_{280} \end{array} \right]} \quad (3.25)$$

O modo de processamento com ajuste de dupla-exponencial foi feito com a variação do ponto de corte da cauda da onda original entre 80% e 40% do pico. Foram avaliadas as alternativas considerando apenas a onda ajustada com seu tempo de frente longo (como indicado na referência 41) no cálculo de $U_{50\% \text{ proces}}$, e considerando o efeito do ressalto em conjunto com a onda dupla-exponencial ajustada na composição do cálculo de $U_{50\% \text{ proces}}$. Os resultados são apresentados na tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Comparativo do distanciamento relativo para ajuste de dupla-exponencial de 280 ondas geradas

Alternativa considerando para o cálculo de $U_{50\% \text{ proces}}$:	Distanciamento relativo entre vetor de processamentos e vetor referência (%)				
	corte 80%	corte 70%	corte 60%	corte 50%	corte 40%
apenas onda ajustada	7,27	7,32	7,32	7,31	7,28
onda ajustada e ressalto	3,05	2,52	2,29	2,51	3,17

Da análise da tabela 3.3, a consideração da influência do ressalto conduz a resultados bem melhores. Dessa maneira, nas alternativas analisadas a seguir com as técnicas de modelagem pelos coeficientes de Steiglitz-McBride e filtragem passa-baixas, todos os processamentos consideram o efeito do ressalto na composição do cálculo de $U_{50\% \text{ proces}}$.

A melhor alternativa para o ajuste de dupla-exponencial é cortar a onda em 60% do pico, resultado influenciado principalmente pelos processamentos de ondas geradas a partir de co-senóides básicas. No caso de ondas geradas a partir de ondas básicas duplo-exponenciais, o ajuste é tanto melhor quanto mais baixo for o corte, com mais pontos da onda a permitir a reprodução de seu comportamento característico.

O processamento das ondas usando a técnica de Steiglitz-McBride proporciona melhor resultado do que o ajuste por dupla-exponencial, com distanciamento relativo de 1,87% entre o vetor de processamentos e o vetor referência. Distanciamentos inferiores a 2% são alcançados da mesma forma por alguns processamentos através de filtragem passa-baixas, realçados na tabela 3.4, que apresenta alternativas de 5 diferentes ordens de filtros, com frequência de corte entre 100 e 600 Hz.

Tabela 3.4 – Comparativo do distanciamento relativo para filtragem de 280 ondas geradas

ordem	Distanciamento relativo entre vetor de processamentos e vetor referência (%)										
	100Hz	150Hz	200Hz	250Hz	300Hz	350Hz	400Hz	450Hz	500Hz	550Hz	600Hz
100	2,04	2,07	2,11	2,16	2,22	2,30	2,40	2,51	2,65	2,80	2,97
150	2,29	2,18	2,09	1,98	1,82	1,80	1,92	2,14	2,46	2,83	3,21
200	4,07	3,78	3,30	2,73	2,09	1,78	1,96	2,48	3,03	3,46	3,76
250	5,47	5,00	4,28	3,19	2,10	1,90	2,52	3,13	3,47	3,63	3,75
300	6,30	5,78	4,72	3,11	1,97	2,41	3,07	3,33	3,44	3,62	3,88

Além dos processamentos já mencionados, foi feito o cálculo do distanciamento relativo de um vetor com valores fixos de $U_{50\%}$, referentes à suportabilidade mínima do isolamento, para todas as ondas geradas. O resultado de 8,34% mostra o afastamento decorrente do tratamento conservativo para a ampla faixa de parâmetros escolhidos para as ondas.

Para fornecer mais subsídios à escolha adequada da técnica de análise dos sinais, a tabela 3.5 apresenta, para os casos que se sobressaíram, os distanciamentos relativos apenas para ondas geradas de co-senóides básicas (140 ondas), consideradas mais representativas dos formatos das sobretensões existentes.

Tabela 3.5 – Comparativo do distanciamento relativo para casos selecionados de processamento de 140 ondas geradas de co-senóides básicas

Método de Processamento	Parâmetros		Distanciamento relativo entre vetores (%)
	ordem	freq. de corte (Hz)	
Filtragem	150	250	2,19
Filtragem	150	300	1,90
Filtragem	150	350	1,72
Filtragem	150	400	1,65
Filtragem	200	350	1,81
Filtragem	200	400	1,63
Filtragem	250	350	1,66
Filtragem	300	300	2,08
Steiglitz-McBride	-	-	2,17

Os filtros com melhores resultados são os de frequência de corte igual a 400 Hz de ordens 150 e 200. Na coordenação de isolamento será usado o primeiro, em razão do menor esforço computacional requerido. Os processamentos de modelagem pelos coeficientes de Steiglitz-McBride e ajuste por dupla-exponencial com corte da cauda no ponto de 60% do pico serão utilizados apenas em alguns processamentos, para verificação do impacto causado no risco de falha final de uma linha de transmissão e na determinação dos espaçamentos necessários.

3.4.4 Tratamento de Casos Especiais

As rotinas criadas com as diretrizes apresentadas até o momento conseguem lidar bem com a maioria das ondas de sobretensão dos sistemas simulados no capítulo 4. Há, no entanto, algumas ondas com características que tornam inexecutável os processos descritos para processamento e obtenção de parâmetros. Os algoritmos, portanto, foram modificados para detectar e tratar de maneira alternativa as ondas que se enquadram nesses casos, explicados neste item.

3.4.4.1 Sobretensão Diretamente de Carga Residual

Um tipo de transitório simulado é o religamento de linha de transmissão com carga residual nas fases. Como há tensão antes do fechamento dos disjuntores, dependendo da polaridade e intensidade dos surtos gerados na manobra, pode ocorrer uma sobretensão sem passagem anterior da forma de onda pelo zero.

Dessa forma, o intervalo de análise da onda para os processamentos através de ajuste de dupla-exponencial e modelagem pelos coeficientes de Steiglitz-McBride é indefinido porque não há ponto de zero antes do pico. Arbitra-se, então, que a onda básica corresponde a uma reta horizontal, igual ao valor da tensão média da onda original entre o instante inicial de simulação e o instante em que ela atinge seu mínimo antes do pico. Com esse procedimento, a onda sobreposta resultante reproduz bem a forma de onda do ressalto a partir da carga residual, como mostra o exemplo da figura 3.11. O tempo de frente da onda sobreposta é determinado normalmente, e atribui-se ao tempo de frente da onda básica o valor de 3.000 μ s.

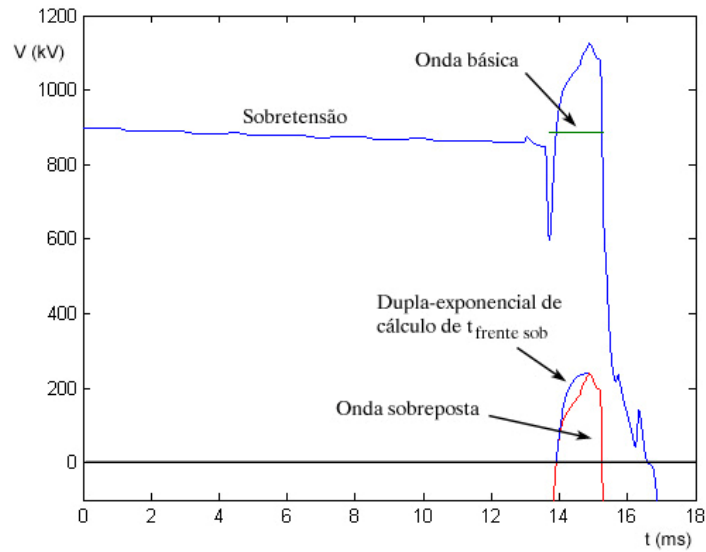


Figura 3.11 – Análise de sobretensão diretamente de carga residual para processamentos de ajuste por dupla-exponencial e modelagem por Steiglitz-McBride

Para o processamento por filtragem em sobretensões diretas da carga residual, também é adotado o tempo de 3.000 μs para a frente da onda básica. A ausência de ponto de zero anterior não impede a realização da filtragem, mas há algumas situações em que o pico é tão rápido que o efeito do decaimento da tensão residual se destaca inteiramente na onda básica, sem permitir que ela seja crescente. Assim, como não há pico para a onda básica na região de interesse, a determinação convencional do ponto de análise inferior da onda sobreposta fica comprometida. Fixa-se, então, o instante em que a onda original atinge seu mínimo, conforme a figura 3.12. Esse tipo de tratamento ocorre em apenas 3,9% do total de casos de sobretensão diretamente de carga residual.

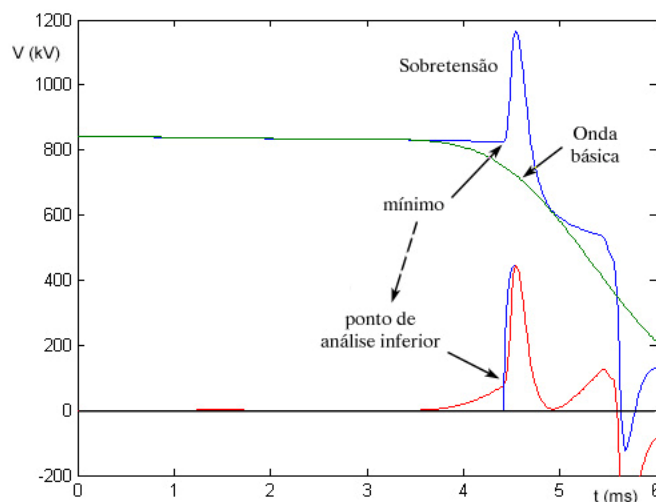


Figura 3.12 – Análise de sobretensão diretamente de carga residual, sem derivada positiva, para processamentos de filtragem

3.4.4.2 Ponto de Análise Inferior Maior do que o Pico da Onda Sobreposta

Outro caso especial ocorre quando as variações da sobretensão são mais lentas ou seus ressaltos pouco expressivos. O ponto de análise inferior da onda sobreposta, pelo tratamento normal, pode apresentar amplitude maior do que o pico no intervalo de pesquisa, impossibilitando o cálculo do tempo de frente. O problema é bem contornado com a criação de uma nova onda sobreposta, dada pela diferença entre a sobretensão original e o valor máximo da onda básica. A figura 3.13 ilustra o recurso para uma onda processada por filtragem passa-baixas.

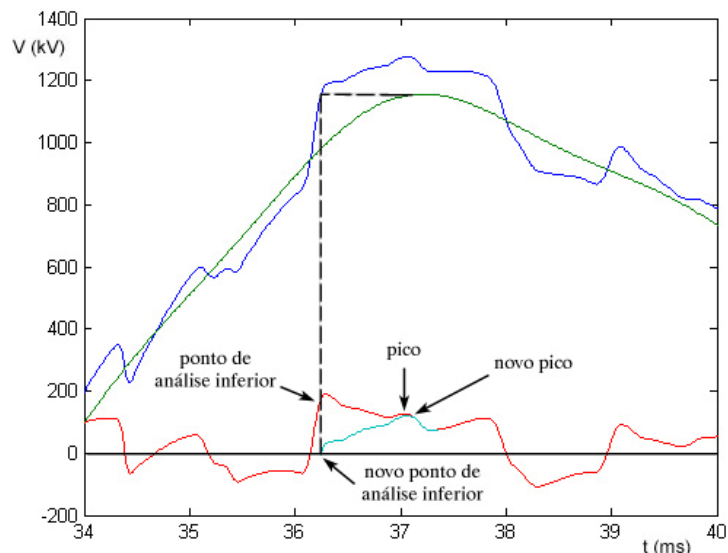


Figura 3.13 – Análise de onda sobreposta com ponto de análise inferior maior do que o pico (processamento de filtragem)

A frequência de ocorrência desse tipo de caso depende claramente das características do sistema simulado, que impactam as formas de onda produzidas. Para sistemas de transmissão alimentados por fonte complexa, com transitórios produzindo sobretensões com vasto conteúdo espectral, 5,1% das ondas filtradas necessitam desse tratamento diferencial. As sobretensões de sistemas alimentados por fonte indutiva, dotadas de menos ressaltos, requerem a solução em 11,6% do total de análises de ondas processadas por filtragem. O capítulo 5 apresenta as justificativas do formato das ondas em função do tipo de sistema.

3.5 Critérios Adotados

No programa de cálculo de risco de falha desenvolvido, é necessário adotar alguns critérios e valores típicos, vistos neste item.

3.5.1 Histogramas de Eventos Atmosféricos

O cálculo do risco de falha utiliza o histograma de fatores de correção atmosférica (FCA) da figura 3.14, baseado nos dados da estação meteorológica do aeroporto de Congonhas que foram usados na coordenação de isolamento das linhas do sistema de transmissão de Itaipu [36]. Cada FCA foi ajustado para intervalos maiores do que 6 metros (espaçamentos esperados para a tensão de 1.050 kV), sendo elevado ao expoente 0,4 (vide figura 2.6).

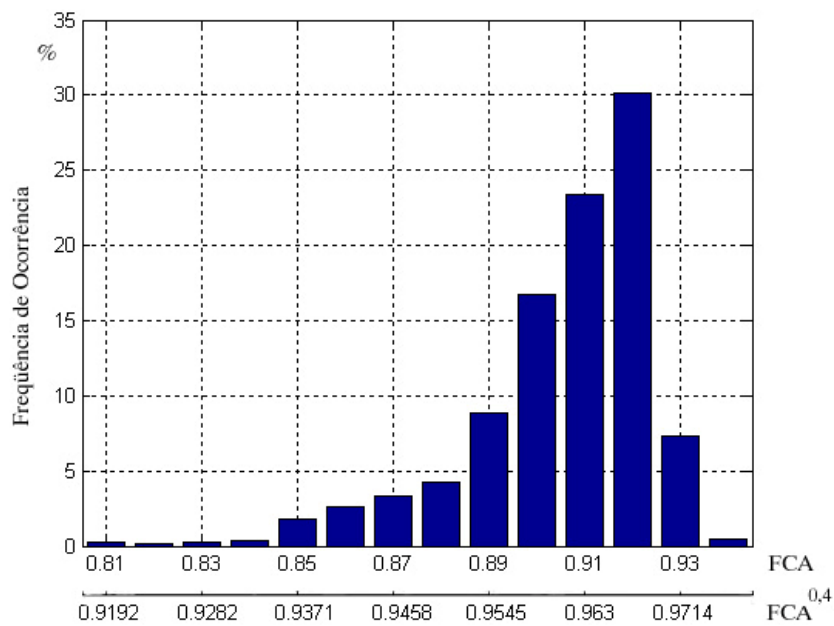


Figura 3.14 – Histograma de fatores de correção atmosférica

O efeito do vento foi considerado no histograma da figura 3.15, construído hipoteticamente, assumindo os ângulos de inclinação de condutores informados por Kastrup Filho et al. [36] para cada velocidade de vento.

O vento só inclina as cadeias verticais; de modo conservativo, admite-se que os ventos incidem sempre perpendicularmente à linha. Neste trabalho, apenas os

condutores das fases externas são suspensos dessa forma. Para cada ângulo de balanço, os espaçamentos são modificados e há uma correção da tensão crítica de descarga.

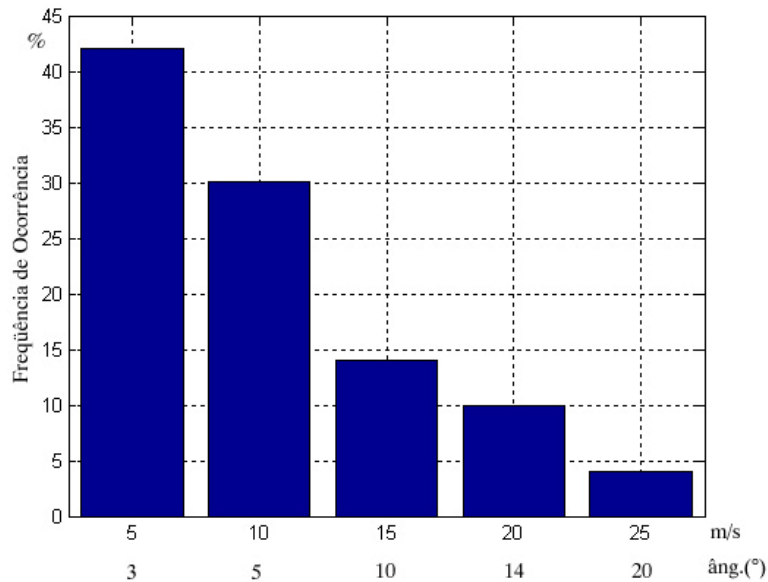


Figura 3.15 – Histograma de distribuição de velocidades de vento e respectivos ângulos de inclinação das cadeias verticais

3.5.2 Dimensões da Estrutura

No cômputo dos fatores de geometria de intervalo devem ser fornecidas algumas dimensões da torre. Para os sistemas simulados de 1.050 kV, será considerado o tipo de estrutura mostrado na figura 3.16.

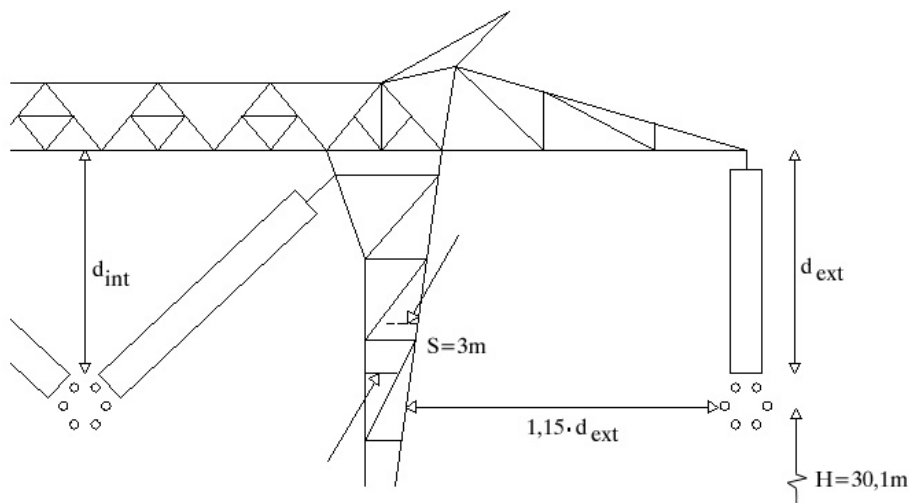


Figura 3.16 – Dimensões da estrutura

As distâncias de isolamento principais nas fases externas (d_{ext}) e interna (d_{int}) serão variadas a cada cálculo de risco de falha no capítulo 5.

Com o objetivo de simplificar o processo de avaliação das diferentes distâncias de isolamento, a variável de entrada no programa de cálculo será sempre d_{ext} . Como as linhas simuladas são todas transpostas, a distribuição das sobretensões é similar nas 3 fases, e a distância d_{int} pode ser calculada resolvendo-se a igualdade da equação 3.26 por processo iterativo (k_{int} depende de d_{int}). Dessa forma, as fases externas e interna contribuem com a mesma ordem de grandeza no risco de falha total da linha.

$$k_{ext} \overline{FCA}^{0.4} \overline{FCV} \frac{3400}{1 + \frac{8}{d_{ext}}} = k_{int} \overline{FCA}^{0.4} \frac{3400}{1 + \frac{8}{d_{int}}} \quad (3.26)$$

onde k_{ext} e k_{int} são os fatores de geometria de intervalo na fase externa e na fase interna, $\overline{FCA}^{0.4}$ é a média ponderada dos fatores de correção atmosférica ajustados, e \overline{FCV} é a média ponderada dos fatores de correção de tensão de descarga devido ao vento.

3.5.3 Tensão de Início do Líder Contínuo

A tensão de início do líder contínuo (U_1) é fundamental no método proposto por Carrara e Thione [24] para se chegar à tensão crítica de descarga, como mostra a equação 2.1. Neste item, faz-se uso dos desenvolvimentos do método para o cálculo da tensão de início do líder contínuo, de interesse no processo de coordenação de isolamento estudado.

Uma primeira forma de determinar U_1 seria através do modelo aprimorado por Rizk [31], com expressões para geometrias do tipo condutor-plano, condutor-haste, condutor-lateral de torre, condutor-janela e condutor-condutor, incluindo o efeito de subcondutores em feixe.

O cômputo de U_1 para o intervalo condutor-janela da fase interna da linha pode ser feito diretamente pelas expressões apresentadas por Rizk. As fases externas, com configuração mais complexa do que a forma condutor-lateral de torre, requerem outra abordagem. Como os fatores de geometria k expressam relações entre as tensões de 50%

de probabilidade de falha dos diversos tipos de intervalo e, portanto, implicitamente guardam informações sobre diferenças no processo de descarga, poderiam ser utilizados para estimar o valor de U_1 da geometria das fases externas:

$$U_{1\text{ext}} \approx \frac{k_{\text{ext}}}{k_{\text{int}}} U_{1\text{int}} \quad (3.27)$$

Comparativamente, tal aproximação foi usada para a estimação dos valores de U_1 – conhecidos de antemão pelas expressões de Rizk – dos intervalos condutor-lateral de torre e condutor-janela. Tomou-se a tensão de início de líder contínuo da configuração condutor-plano para a composição dos valores. Os resultados são superestimados, como indica a figura 3.17 para intervalos de 7 a 10 metros.

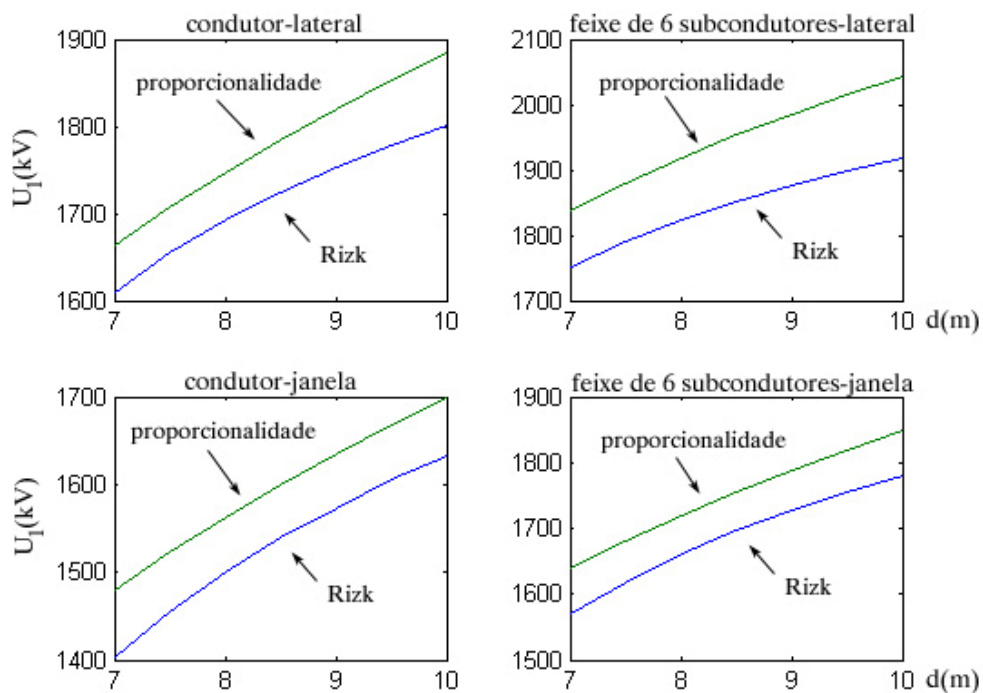


Figura 3.17 – Comparação da estimação de U_1 pela aplicação de proporcionalidade entre fatores de geometria de intervalo

Outra maneira de estimar U_1 é inverter o método de início do líder, partindo das tensões críticas de descarga determinadas pelos fatores de geometria, e subtraindo suas componentes ΔU_L (queda de tensão do canal do líder) e ΔU_σ (tensão de dispersão). Rizk [25] mostra que:

$$\Delta U_L = 50(d - h_f) + 78 \quad (3.28)$$

onde ΔU_L é dada em kV e h_f é a distância do salto final (em metros), que em condições críticas é vencida pelo líder cuja ponta tem a tensão U_1 (em kV). Como o gradiente médio dos canais-piloto é de aproximadamente 400 kV/m [24], tem-se que:

$$h_f = \frac{U_1}{400} \quad (3.29)$$

Quanto à dispersão da tensão de descarga, dada por ΔU_σ , o método o toma por $3 \sigma_{(pu)} U_{50\%}$. Aplicando as equações 3.28 e 3.29 na equação 2.1, tem-se:

$$U_1 = U_{50\%} - 50 \left(d - \frac{U_1}{400} \right) - 78 - 3 \sigma_{(pu)} U_{50\%} \quad (3.30)$$

Assim, com o desenvolvimento da equação, a igualdade para a determinação da incógnita fica:

$$U_1 = \frac{8}{7} \left[U_{50\%} (1 - 3 \sigma_{(pu)}) - 50 d - 78 \right] \quad (3.31)$$

Para intervalos com condutor, Rizk [30, 31] usa um desvio-padrão de 3%. A figura 3.18 mostra a comparação, para uma configuração condutor janela, dos resultados obtidos pelo método de início de líder e pelo processo inverso. Enquanto neste se calculou $U_{50\%}$ pelo fator de geometria para obter a tensão U_1 , naquele inicialmente se determinou U_1 pela formulação de Rizk para em seguida se estabelecer o valor de $U_{50\%}$. No processo inverso, ao contrário de Rizk, utilizou-se o desvio-padrão de 5%.

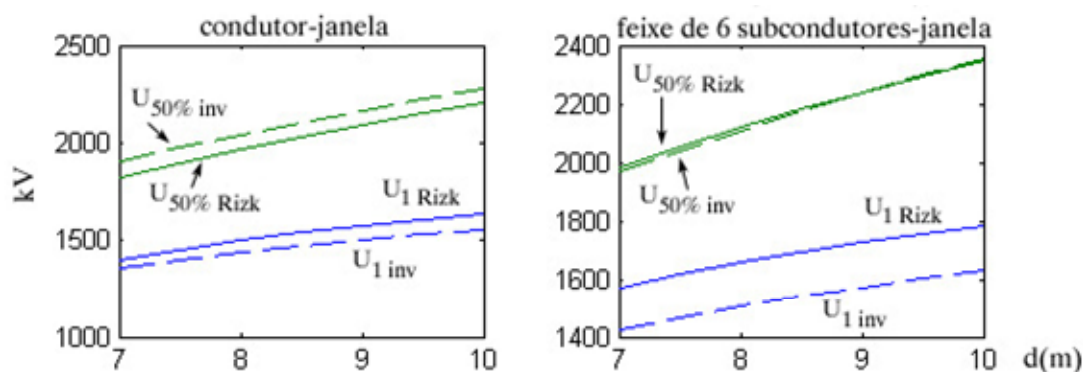


Figura 3.18 – Comparação entre o método de início do líder para cálculo de $U_{50\%}$ e do processo inverso para cálculo de U_1

As tensões críticas de descarga obtidas são próximas; o desvio-padrão de 3% utilizado por Rizk indica que, pelo método de início do líder, elas provêm de maiores valores de U_1 , como pode ser visualizado. Já que mesmo para ondas críticas o desvio-padrão é superior a 4% pelos ensaios mais detalhados, e optando-se pelo desvio-padrão comumente aceito de 5% para transitórios de manobra, será adotado o processo inverso, inclusive para estimar a tensão de início do líder contínuo da fase interna.

3.6 Resumo

A necessidade de considerar novos parâmetros das ondas no cálculo do risco de falha exige que se utilize o método direto, onde as sobretensões são examinadas individualmente. Também as diferenças dos transitórios por trecho e por fase da linha e a influência de variáveis estatísticas representadas por histogramas foram conjugadas na composição da probabilidade de descarga total no sistema.

A proposição de um novo procedimento de coordenação de isolamento passa ainda pelo processamento das ondas de sobretensão. Elas são decompostas em ondas básicas, com variações lentas, e ondas sobrepostas, contendo as frequências mais altas. Dessa forma, é possível extrair as características que, conforme os resultados de ensaios realizados publicados em artigos, em conjunto definem o comportamento da suportabilidade do isolamento submetido àquela solicitação. O efeito favorável do tempo de frente geralmente longo e o impacto negativo dos ressaltos são levados em conta pelo processo de cálculo criado.

Diante da diversidade das características das sobretensões de manobra, para a escolha do tipo de processamento mais adequado fez-se necessária uma análise comparativa a partir de uma série de ondas geradas com formas distintas. Além disso, foram tratados casos especiais de formatos de sobretensão, e explicados critérios de cálculo e dados de entrada.

O próximo capítulo apresenta um sistema de transmissão que servirá de base para as análises posteriores de coordenação de isolamento, e algumas variações na sua topologia. Os resultados dos casos de transitórios de manobra rodados, comparados com simulações publicadas, serão usados para o cálculo do risco de falha pelo procedimento aqui proposto.

Capítulo 4

Cálculo de Sobretensões

4.1 Introdução

Para a aplicação do procedimento proposto de coordenação de isolamento, é necessário utilizar um sistema de transmissão e dados de transitórios nele gerados.

Após a descrição dos principais tipos de transitórios, dos métodos de controle de sobretensões e da importância do processamento estatístico, apresenta-se o sistema de 1.050 kV que serve de base às simulações.

Os resultados obtidos de transitórios são comparados a simulações publicadas, validando a modelagem adotada. Processamentos para algumas modificações no sistema são então realizados, permitindo a ampliação do conjunto de análises de sobretensões e coordenação de isolamento.

4.2 Transitórios de Manobra

4.2.1 Tipos de Transitórios

As sobretensões de manobra são originadas de mudanças bruscas na configuração do sistema, causadas por chaveamento de equipamentos ou pela ocorrência de curtos-circuitos. Elas possuem uma parcela transitória de frequências de

até poucas dezenas de quilohertz sobreposta à parcela de regime permanente, e têm duração típica de poucos ciclos.

De forma aproximada, os fatores de sobretensão dependem linearmente do crescimento da tensão em regime permanente [46, 47]. Assim, o comprimento da linha e a compensação reativa influenciam a magnitude das sobretensões. Outros parâmetros importantes são a configuração e potência de curto-circuito da fonte supridora, o grau de aterramento do sistema, as características de equipamentos protetores. Nas manobras de disjuntores, há uma dispersão mecânica entre seus pólos, que faz com que os contatos das 3 fases não se fechem no mesmo instante. Essa dispersão entre pólos e o instante de fechamento no ciclo de 50/60 Hz são fatores decisivos na amplitude das sobretensões, e sua aleatoriedade por outro lado torna necessário o tratamento estatístico do problema.

Os principais tipos de transitório de manobra associados a linhas de transmissão são os seguintes:

- Energização;
- Religamento;
- Ocorrência de curto-circuito;
- Eliminação de curto-circuito;
- Rejeição de carga.

A energização de linha de transmissão consiste no fechamento dos contatos do disjuntor que liga a linha ao sistema supridor de potência. Com a manobra, aparecem ondas viajantes, alterando os valores de tensão nos diversos pontos da linha de acordo com o tempo decorrido. Mesmo com a dispersão dos pólos do disjuntor, após o fechamento da primeira fase surgem ondas também nas demais fases, devido ao acoplamento entre elas. Se o terminal receptor da linha estiver em aberto, a onda de tensão incidente ali dobra de valor pelo fenômeno de refração/reflexão em descontinuidades [48-50].

A operação de religamento decorre de uma seqüência de eventos: ocorrência de defeito, abertura da linha para a eliminação do curto-circuito e o religamento. Na abertura, a efetiva interrupção ocorre no instante em que a corrente capacitiva da linha passa pelo zero em cada fase, correspondendo a um máximo de tensão. Como o decaimento da carga de uma linha em vazio é muito lento, e o tempo morto usado nos esquemas de religamento é inferior a 1 segundo, quando ocorrer o religamento, haverá

uma carga residual, diferente em cada fase, dependente da falta, seqüência de abertura, do conseqüente deslocamento da tensão de neutro da linha [51] e do acoplamento entre fases.

Caso exista um transformador de potencial indutivo, no momento do religamento não há tensão residual, e a manobra equivale a uma energização simples. Isso ocorre porque há oscilação em baixas freqüências entre o transformador de potencial indutivo e a linha, com saturação do equipamento e grande redução da constante de tempo de amortecimento, drenando a carga residual. Quando há compensação reativa na linha, as freqüências de oscilação são maiores, determinadas pela indutância do reator, inibindo a saturação de transformadores de potencial indutivos porventura existentes. Nesse caso, a forma de onda da tensão residual apresenta comportamento oscilatório, composto pelas freqüências naturais modais do sistema linha – reator. Em linhas transpostas, os 2 modos aéreos são iguais, e aparecem apenas duas freqüências – uma, dos modos aéreos, e outra, do modo terra – como exemplificado na figura 4.1. As sobretensões então dependem da tensão residual no momento de fechamento dos pólos do disjuntor.

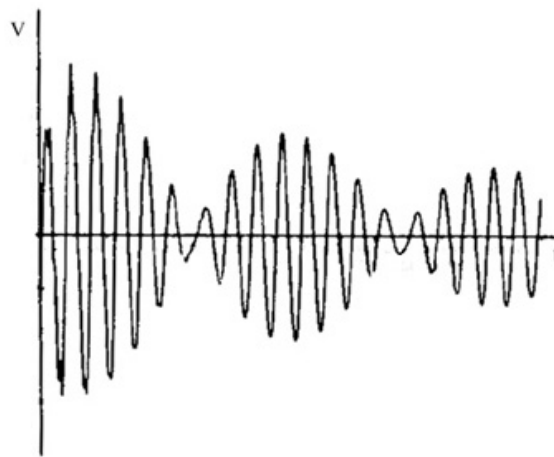


Figura 4.1 – Oscilação da tensão residual em linha com compensação reativa [52]

Na ocorrência de curto-circuito na linha, as sobretensões resultantes decorrem das ondas viajantes, do acoplamento entre fases e do deslocamento do neutro. A geração de ondas viajantes pode ser vista como o efeito da imposição de uma fonte de tensão, no local do curto, que anule a tensão a partir do momento da falta. As sobretensões podem provocar a degeneração do defeito monofásico para polifásico ou a ocorrência de curtos-circuitos em outros pontos do sistema de transmissão.

Embora o tipo de defeito seja importante na amplitude das sobretensões, deve-se ter em mente que a maioria dos curtos-circuitos é fase-terra. Desse modo, a probabilidade das maiores sobretensões está associada não somente aos fatores estatísticos da própria ocorrência, mas também à probabilidade de acontecer o defeito específico.

Da mesma forma, as sobretensões derivadas da eliminação de defeitos pela abertura da linha são influenciadas pela natureza da falta, e acarretam sobretensões severas em outros pontos do sistema de transmissão. A interrupção das correntes na abertura pode ser representada pela injeção de uma fonte de corrente de sentido contrário, que provoca a geração de ondas viajantes.

A operação de rejeição de carga também equivale à aplicação de uma fonte de corrente contrária à interrompida, e, quanto maior a potência da carga desconectada, maior a corrente, e maiores as sobretensões.

Devido às grandes amplitudes de sobretensão geralmente causadas por operações de religamento de linha, neste trabalho serão processados principalmente transitórios desse tipo, seguindo também os critérios do Grupo de Trabalho 13.05 do CIGRÉ [53], que forneceu os dados do sistema simulado. Alguns casos de energização serão rodados para fins de comparação.

4.2.2 Métodos de Controle de Sobretensões

Embora as sobretensões de transitórios de manobra não possam ser eliminadas, valores mais adequados são obtidos com a aplicação de métodos de controle, permitindo o projeto mais econômico das linhas de transmissão.

A aplicação de reatores de compensação, por diminuir a elevação de tensão em regime permanente causada pelo efeito Ferranti, minimiza as sobretensões dos transitórios de manobra. A redução proporcionada depende do grau de compensação reativa.

Os pára-raios de óxido metálico (com a preponderância do óxido de zinco – ZnO – em sua composição) são bastante eficazes na limitação de sobretensões de qualquer natureza pela sua característica altamente não-linear de tensão em função da corrente. No seu dimensionamento, devem ser levados em conta a máxima tensão operativa

contínua do sistema, o nível de sobretensão temporária e a quantidade de energia absorvida por ele, além da sua característica de proteção.

No caso de religamento, há algumas formas de eliminar ou reduzir a tensão residual. Em linhas não compensadas, o uso de transformadores de potencial indutivo consegue drenar toda a carga residual. Quando há reatores conectados, a oscilação da tensão residual pode ser amortecida pela inserção temporária de resistores em série com o equipamento. Se a linha for alimentada por apenas um transformador, a desconexão pode ser realizada por disjuntor localizado no lado de baixa tensão. É possível também acionar chaves de aterramento das fases da linha. Outra forma de redução da carga é a utilização de disjuntores com resistores na abertura, mas com eficiência limitada [54].

O religamento monopolar, atuando exclusivamente sobre a fase com a falta, apresenta benefícios em questões de estabilidade do sistema e sobretensões de menores amplitudes [55].

O uso de disjuntores com resistores de pré-inserção é um método utilizado em manobras de fechamento de disjuntor. A figura 4.2 ilustra seu funcionamento. Num primeiro momento, a tensão é aplicada à linha através de um resistor em série, que funciona como um divisor de tensão, restringindo a tensão efetiva que chega à linha. Ele também atua reduzindo as reflexões de tensão no terminal emissor da linha. Num segundo estágio, o resistor é curto-circuitado, e aparece outro transitório, correspondente à queda de tensão instantânea do resistor que é repassada à linha. Quanto maior o valor do resistor, menor a sobretensão no primeiro estágio, mas maior a sobretensão provocada no segundo estágio. É possível ainda empregar disjuntores de múltiplos estágios de resistor. Dillard et al. [55], o Grupo de Trabalho 13.02 do CIGRÉ [54] e Barbosa [46] apresentam análises sobre tempo de pré-inserção e valores ótimos do resistor para linhas com diferentes níveis de compensação reativa e tipos de fonte supridora.

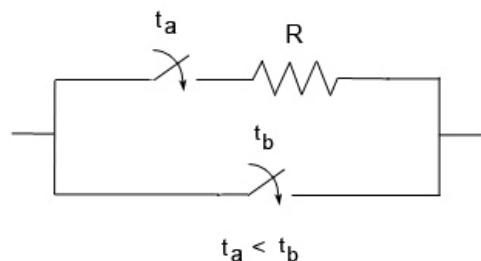


Figura 4.2 – Representação elétrica do funcionamento de disjuntor com resistor de pré-inserção

Outra melhoria relativa aos disjuntores é o controle dos instantes de fechamento de seus pólos. Cada uma das fases é fechada quando a tensão entre os contatos do pólo for igual a zero. Woodford e Wedepohl [56] mostram que para sua eficácia, esses disjuntores devem fechar rápida e previsivelmente (pequena incerteza nos momentos de fechamento).

4.3 Processamento Estatístico das Sobretensões

A necessidade de realizar um cálculo estatístico das sobretensões provém da aleatoriedade de certos fatores envolvidos nos transitórios. A partir da modelagem dos equipamentos ou eventos de ordem probabilística e do conhecimento das distribuições estatísticas de seus parâmetros, são executadas simulações pelo método de Monte Carlo. Ele consiste no cálculo dos transitórios para cada conjunto de valores previamente gerados para as variáveis aleatórias. Após um número suficiente de casos rodados, efetua-se a análise da massa de dados das sobretensões obtidas.

Nos transitórios com a operação de fechamento de disjuntores, a natureza estatística das sobretensões é causada pelos instantes em que cada um dos pólos do disjuntor liga a linha à fonte supridora. Assim, a dispersão mecânica entre os pólos, o momento no ciclo de 50/60 Hz em que o comando da operação é feito e o arco elétrico que se estabelece entre os contatos antes de seu encontro (*pre-strike*) determinam os instantes de fechamento efetivo.

A não-simultaneidade do fechamento mecânico dos pólos pode ser simulada através de chaves ideais “sistemáticas” ou “estatísticas” [19, 57, 58]. Nas primeiras, o instante de fechamento é variado em incrementos iguais entre um mínimo e um máximo, na pesquisa das máximas sobretensões. Nas segundas, objetiva-se modelar o comportamento do disjuntor, de forma que se tenha uma distribuição das sobretensões esperadas; os tempos de fechamento são caracterizados por curvas gaussianas para as 3 fases, com um tempo médio e um desvio-padrão associado. Adicionalmente, caracteriza-se a variação do tempo médio no ciclo de 50/60 Hz através de uma distribuição uniforme [51, 57, 59, 60]. A figura 4.3 ilustra o processo.

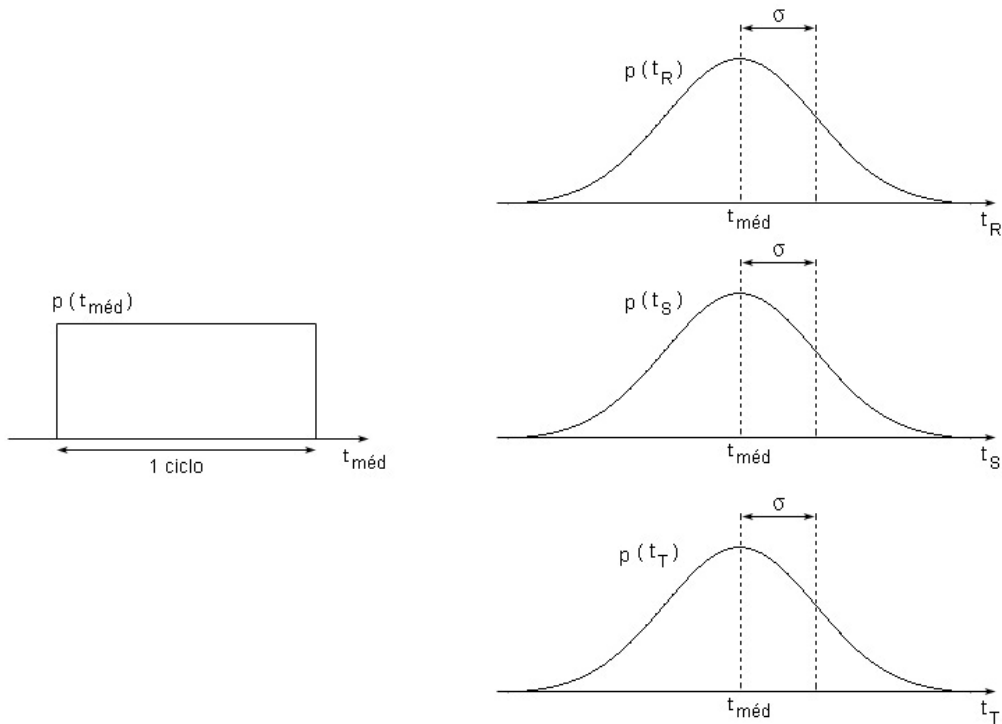


Figura 4.3 – Distribuição de tempos de fechamento dos pólos do disjuntor

Como a dispersão máxima entre pólos é a informação normalmente fornecida nas especificações de fabricantes de disjuntores, cumpre vinculá-la ao desvio-padrão da curva normal modelada. Isso pode ser feito truncando a distribuição de instantes de fechamento. Clerici e Nogarole [61] e Martinez et al. [57] sugerem fazê-lo em 3 desvios-padrão abaixo e acima da média, ou seja:

$$\sigma_{DJ} = \frac{\theta_{máx}}{6} \quad (4.1)$$

onde σ_{DJ} é o desvio-padrão da distribuição de instantes de fechamento do disjuntor, e $\theta_{máx}$ é a dispersão máxima entre pólos.

O arco elétrico ocorre quando, durante a aproximação dos contatos, a diferença de potencial entre eles excede a decrescente tensão de suportabilidade do dielétrico. Ele é mais um parâmetro aleatório na geração do transitório, mas Paris [59], Truax et al. [62] e Woodford e Wedepohl [56] mostram que seu efeito é mínimo para disjuntores de operação rápida. De outra forma, seu efeito pode ser simplifadamente incluído na análise pelo aumento da dispersão mecânica máxima entre pólos do disjuntor [63].

Na eliminação de faltas do tipo fase-terra, quando se aplica o religamento trifásico em linhas não compensadas, há tensão residual em apenas duas fases. No entanto, se a proteção atuar indevidamente, todas as 3 fases apresentarão tensão residual. Em estudos de sobretensões por religamento, essa é a condição usada [53, 54, 59, 61]. As tensões pré-fechamento têm amplitudes de 1 p.u., sendo que em uma das fases a polaridade é oposta à das outras duas, correspondendo à abertura da linha não-carregada em 3 passagens sucessivas pelo zero das correntes de fase. Existem, portanto, 6 possibilidades de combinação das cargas residuais, as quais podem ser divididas em igual número na simulação dos casos.

Para linhas compensadas, devido à oscilação da tensão residual, é muito importante o tempo entre a abertura e o religamento do disjuntor.

Em eventos de curto-circuito, são vários os elementos aleatórios determinantes na magnitude das solicitações. Além do tipo de falta, também influem na magnitude das solicitações o instante em que ocorre a falta no ciclo de frequência operativa, a localização do defeito na linha, a resistência de falta e as fases envolvidas. Em virtude do grande número de casos necessários para considerar todos esses elementos, é comum processar situações variando-se apenas alguns fatores, e ponderar a influência dos demais na análise das sobretensões obtidas. Na eliminação de faltas, outros parâmetros importantes são o tempo decorrido do defeito e a seqüência de abertura dos pólos.

4.4 Sistemas de Transmissão Considerados

4.4.1 Configuração dos Sistemas

O sistema-base simulado foi retirado de um artigo publicado pelo Grupo de Trabalho 05 do Comitê de Estudos nº 13 do CIGRÉ [53]. Nesse artigo de referência, são fornecidos os parâmetros do sistema e os resultados das simulações estatísticas de religamento tripolar, permitindo a comparação com as sobretensões obtidas dos casos aqui processados e a validação da modelagem adotada neste trabalho. Clerici e Nogarole [61] também publicaram resultados baseados em sistema semelhante.

O diagrama unifilar do sistema de transmissão é apresentado na figura 4.4. Ele é representativo de interconexões planejadas na década de 1970 na Itália. A linha de 1.050 kV e 265 km estudada é alimentada a partir de uma fonte contendo um transformador e mais duas linhas. A fonte de alimentação da linha de 265 km, por possuir pelo menos uma linha de transmissão conectada à barra supridora (a montante do disjuntor que opera), é chamada de fonte complexa. Deve-se enfatizar que a frequência operativa do sistema é igual a 50 Hz.

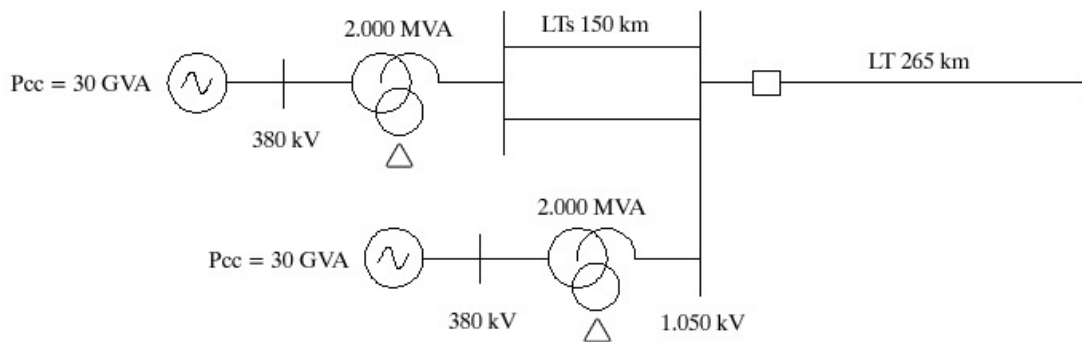


Figura 4.4 – Sistema de transmissão alimentado por fonte complexa

O sistema-base foi primeiramente alterado de forma que se possa avaliar o efeito do procedimento proposto de coordenação de isolamento em sistemas alimentados por fonte indutiva (contendo apenas transformadores). O sistema resultante é mostrado na figura 4.5.

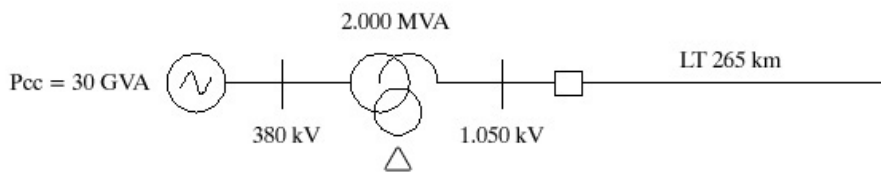


Figura 4.5 – Sistema de transmissão alimentado por fonte indutiva

Posteriormente, foram incluídos pára-raios nos terminais emissor e receptor da linha de transmissão de 265 km, tanto na configuração do sistema alimentado por fonte complexa como no suprimento através de fonte indutiva.

4.4.2 Parâmetros e Modelagem

Para a devida simulação dos sistemas, são apresentados neste item os parâmetros utilizados e a modelagem dos equipamentos e componentes. Exceto onde indicado, os dados foram retirados do artigo do Grupo de Trabalho 13.05 do CIGRÉ [53].

A configuração das linhas de transmissão que compõem os sistemas é ilustrada na figura 4.6.

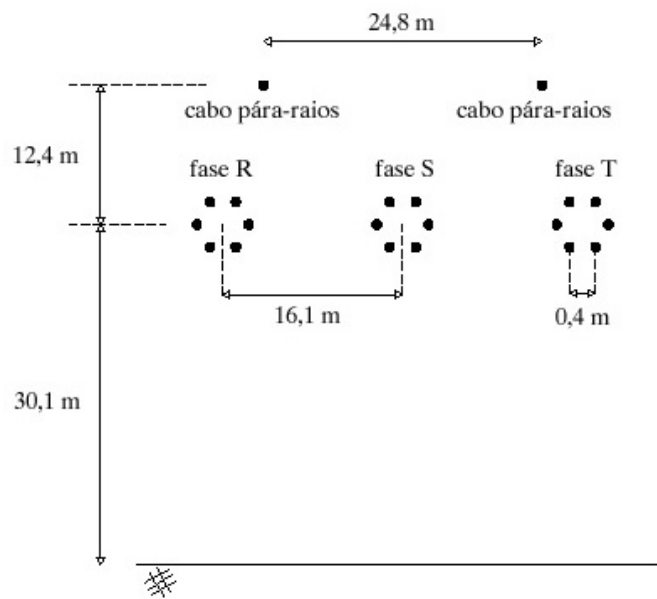


Figura 4.6 – Configuração das linhas de transmissão

Além das informações da figura 4.6, a resistividade do solo é igual a 1.000 Ω -m, e a tabela 4.1 lista os dados dos condutores.

Tabela 4.1 – Dados dos condutores das linhas de transmissão

Condutor	Tipo	Diâmetro (mm)	Resistência CC (Ω /km)	Flecha (m)
Condutores das fases	CAA	34,7	0,044870	17
Cabos pára-raios	CAA	30,3	0,061143	16

Os valores de resistência foram assumidos considerando condutores dos tipos Pheasant e Cardinal, cujos diâmetros são os mais próximos dos informados. As linhas de transmissão foram modeladas como transpostas e com parâmetros variáveis na

frequência, através de rotinas baseadas no desenvolvimento de Marti [64] incorporadas nos programas ATP e PSCAD. As duas linhas de 150 km não têm acoplamento mútuo.

As reatâncias de curto-circuito informadas dos transformadores são mostradas na tabela 4.2.

Tabela 4.2 – Dados das reatâncias de curto-circuito dos transformadores

Reatância de curto-circuito	Valor (referido a 2.000 MVA)
alta tensão – baixa tensão	12 %
alta tensão – terciário	32 %
baixa tensão – terciário	20 %

Nos processamentos, foram assumidos 2% de perdas no cobre e no ferro. Foi utilizado um modelo não saturável do transformador, em acordo com os processamentos do Grupo de Trabalho 13.05 do CIGRÉ [53]. Conforme diretrizes do Grupo de Trabalho 33.02 do CIGRÉ [65], a representação de efeitos de saturação só é importante em transitórios de manobra nas operações de energização de transformadores e rejeição de carga.

Todas as fontes de 380 kV simuladas têm potência de curto-circuito igual a 30 GVA, sendo a impedância de seqüência zero igual à impedância de seqüência positiva. Dessa forma, os valores em ohms são mostrados na tabela 4.3.

Tabela 4.3 – Dados das impedâncias das fontes

Impedância	Valor (Ω)
seqüência zero	4,8133
seqüência positiva	4,8133

Em sistemas de transmissão de elevada potência, como neste caso, a alimentação das linhas é realizada por subestações normalmente mais próximas dos centros geradores. No entanto, quando necessário, em estudos de transitórios de manobra os sistemas são simulados até duas subestações antes do disjuntor que opera, reduzindo-se naquele ponto o restante do sistema a um equivalente. Para simulações de energização e religamento, a representação exata pode ser feita até a primeira subestação [65]. Quando o sistema a ser reduzido é de média ou elevada potência de curto-circuito e se conecta à parte modelada através de transformador, a impedância deste é dominante, e o equivalente pode considerar somente as impedâncias de curto-circuito de seqüência

positiva e zero [66]. Em outros casos, os equivalentes devem reproduzir o comportamento do sistema a ser reduzido nas frequências naturais mais importantes até a máxima frequência de interesse do transitório, incluindo seu amortecimento [65].

Os dados informados dos disjuntores são apresentados na tabela 4.4.

Tabela 4.4 – Dados do disjuntores

Parâmetro	Valor
máxima dispersão entre pólos	$\pm 4,5$ ms
resistor de pré-inserção	300 Ω
tempo de pré-inserção	7,0 ms

A modelagem estatística dos disjuntores foi realizada de acordo com Clerici e Nogarole [61], conforme indicação do próprio Grupo de Trabalho 13.05 do CIGRÉ [53]. Assim, pela equação 4.1, o desvio-padrão correspondente é de 1,5 ms.

Quando o disjuntor é provido de resistor de pré-inserção, tanto os contatos principais como os auxiliares têm tolerância nos instantes de fechamento. Não obstante, a variação de tempo adicional correspondente ao segundo conjunto de contatos, conforme Paris [59], exerce efeito pequeno nas sobretensões se o tempo de pré-inserção do resistor for suficientemente maior que a constante de tempo do decaimento da carga da linha quando esta é conectada através do resistor ao sistema.

Simulou-se a linha sendo descarregada via resistor à fonte indutiva. Nesse caso o decaimento da carga, ilustrado na figura 4.7, que é mais lento do que no sistema suprido por fonte complexa, apresenta uma constante de tempo próxima de 0,7 ms – uma ordem de grandeza inferior ao tempo de pré-inserção do resistor. Assim, não foi adicionado ao tempo de pré-inserção de 7 ms nenhuma variação estatística.

Os pára-raios em transitórios de manobra são representados por sua característica de tensão x corrente para surtos de tempo lento [65, 67, 68]. Baseado em pára-raios de menores tensões com baixos níveis residuais [69, 70], foi dimensionado para os sistemas de 1.050 kV pára-raios de tensão nominal 780 kV com a característica mostrada na figura 4.8.

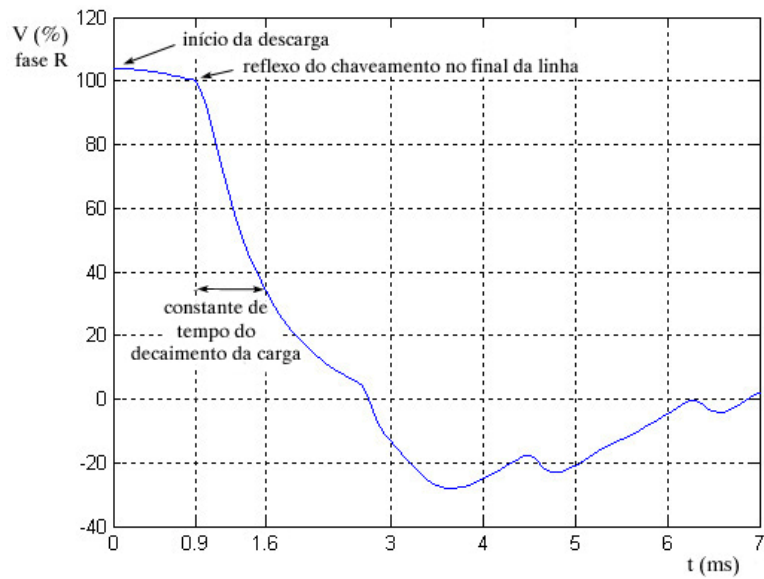


Figura 4.7 – Decaimento da carga da linha de 265 km conectada por resistor de 300 Ω a fonte indutiva

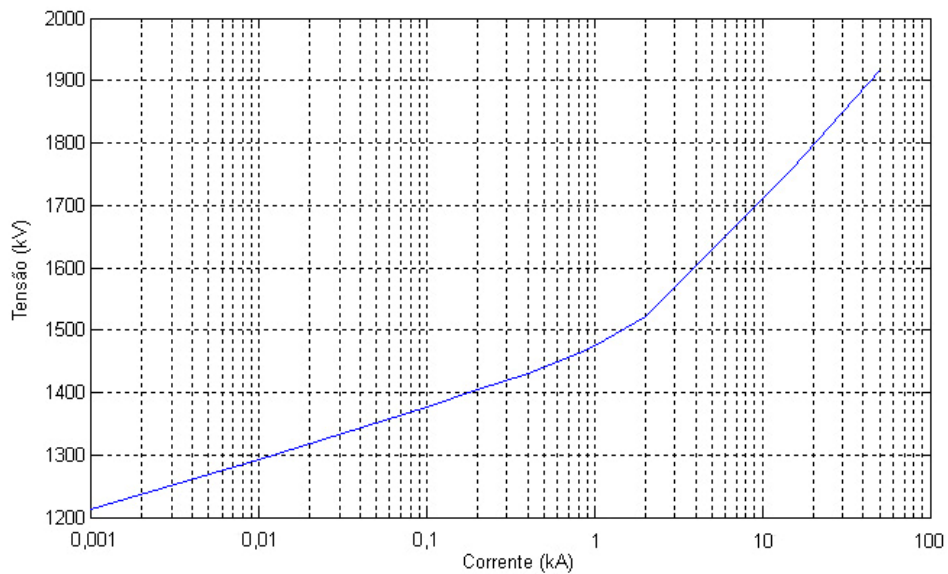


Figura 4.8 – Característica assumida dos pára-raios

Os resultados apresentados a seguir foram obtidos através do programa PSCAD, referindo-se às sobretensões no terminal receptor da linha de transmissão de 265 km. O passo de tempo utilizado nos processamentos é de 20 μs.

4.5 Resultados

4.5.1 Alimentação por Fonte Complexa

Primeiramente foram simuladas manobras estatísticas de religamento tripolar do sistema-base ilustrado na figura 4.4, com a linha de 265 km em vazio. O módulo da tensão residual aplicada a cada uma das fases da linha antes do religamento, conforme o Grupo de Trabalho 13.05 do CIGRÉ [53], é igual ao pico da tensão de regime permanente no barramento de alimentação da linha, onde está o disjuntor.

A figura 4.9 mostra os resultados obtidos de sobretensões no terminal receptor da linha, traçados em papel com escala gaussiana. O eixo da ordenada indica a probabilidade encontrada de que um dado valor de sobretensão tenha sido ultrapassado. Os dados de origem da curva compreendem três valores por manobra, correspondentes ao máximo pico (positivo ou negativo) em cada uma das fases; a base dos valores em p.u. foi tomada como o pico da tensão em regime permanente na barra de suprimento da linha (920 kV e não 857 kV devido ao efeito Ferranti), para comparação com as curvas apresentadas pelo Grupo de Trabalho 13.05 do CIGRÉ [53]. Foram tracejadas as envoltórias dos resultados publicados no citado artigo de referência [53], considerando as simulações realizadas em computador para diferentes representações de linha e programas utilizados.

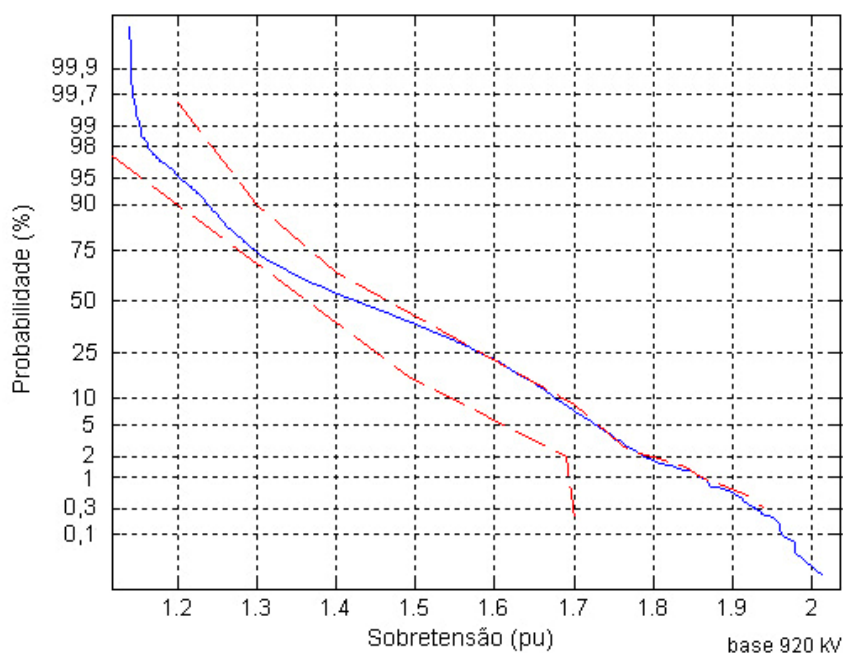


Figura 4.9 – Comparação entre distribuição de sobretensões obtida e resultados publicados para religamento do sistema alimentado por fonte complexa

Observa-se que os resultados simulados estão em acordo com os publicados para toda a faixa de probabilidades, demonstrando a adequação da modelagem adotada para os componentes do sistema. As diferenças nas representações conferiram ao sistema aqui simulado caráter ligeiramente mais conservativo, visto pela aproximação à curva limite superior na região de menores probabilidades de valores excedidos.

Na curva traçada na figura 4.9, foram utilizadas 1.200 manobras, enquanto que as distribuições publicadas se baseiam em 100 manobras cada. No entanto, um menor número de operações também resulta em valores próximos. A tabela 4.5 registra alguns valores representativos de sobretensão nas distribuições de probabilidade, para diferentes quantidades de manobras. Ao contrário da figura anterior, as sobretensões estão relacionadas à base de 857 kV (tensão de pico nominal do sistema); dessa forma, unifica-se o referencial para qualquer configuração de sistema de 1.050 kV, mais condizente com a análise de coordenação de isolamento objetivo deste trabalho, sendo usada deste ponto em diante.

Tabela 4.5 – Sobretensões representativas de religamento do sistema alimentado por fonte complexa

n° de manobras	Fase	Níveis de sobretensão (pu) – base 857 kV							
		máx.	0,5%	2%	5%	10%	50%	méd.	σ_E
100	R	2,07	2,07	2,02	1,90	1,81	1,44	1,52	0,194
	S	2,08	2,08	1,92	1,85	1,83	1,58	1,59	0,187
	T	2,00	2,00	1,98	1,92	1,82	1,61	1,63	0,172
	R+S+T	2,08	2,07	1,98	1,90	1,82	1,55	1,58	0,190
200	R	2,10	2,04	1,92	1,85	1,79	1,44	1,49	0,184
	S	1,93	1,92	1,88	1,84	1,79	1,55	1,56	0,171
	T	2,11	2,10	1,98	1,89	1,84	1,59	1,59	0,195
	R+S+T	2,11	2,04	1,93	1,86	1,81	1,52	1,55	0,188
400	R	2,10	2,08	1,90	1,85	1,79	1,47	1,53	0,183
	S	2,07	1,92	1,88	1,83	1,77	1,51	1,54	0,175
	T	2,11	2,04	1,91	1,86	1,80	1,53	1,55	0,181
	R+S+T	2,11	2,02	1,89	1,85	1,79	1,50	1,54	0,180
600	R	2,10	2,05	1,90	1,84	1,79	1,51	1,54	0,180
	S	2,12	2,06	1,91	1,85	1,79	1,52	1,54	0,185
	T	2,11	1,99	1,89	1,84	1,78	1,51	1,53	0,177
	R+S+T	2,12	2,05	1,90	1,85	1,79	1,51	1,54	0,181
1.200	R	2,10	2,05	1,91	1,85	1,80	1,53	1,55	0,186
	S	2,12	2,05	1,92	1,86	1,80	1,54	1,55	0,183
	T	2,16	2,00	1,92	1,86	1,80	1,53	1,55	0,182
	R+S+T	2,16	2,05	1,92	1,86	1,80	1,53	1,55	0,184

À medida que se aumenta a consistência estatística pelo número de operações realizadas, verifica-se que as tensões nas fases ficam mais parecidas, como esperado para linhas transpostas. O valor percentil de 50% não é igual ao valor médio porque, além de ter uma quantidade finita de amostras, a distribuição não é gaussiana.

Mesmo com a adequação para menos casos rodados, procurou-se obter uma maior massa de dados, uma vez que as análises de coordenação de isolamento a serem feitas incluem outros parâmetros variáveis das ondas além da magnitude de tensão. O capítulo 5 apresenta investigações quanto ao impacto do número de manobras no risco de falha e nas distâncias de isolamento requeridas.

4.5.2 Alimentação por Fonte Indutiva

Validada a modelagem adotada pela comparação com resultados publicados para o sistema com fonte complexa, foram conduzidas as simulações para o sistema da figura 4.5, cuja linha de transmissão analisada é alimentada por fonte indutiva. A distribuição

de sobretensões obtida é mostrada, juntamente com a curva para o sistema suprido por fonte complexa, na figura 4.10, com base de tensão igual a 857 kV.

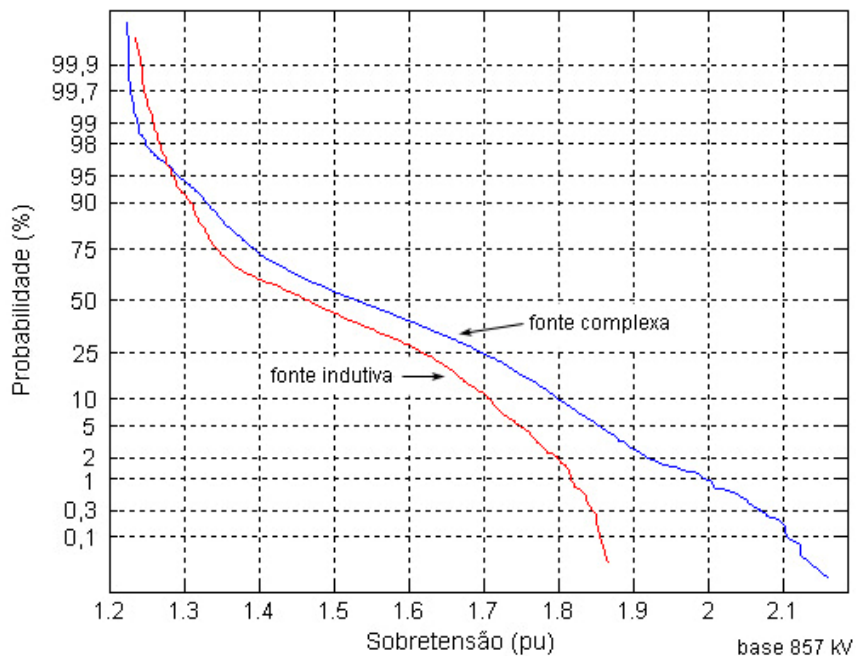


Figura 4.10 – Comparação entre distribuições de sobretensões para religamento de sistemas alimentados por fonte complexa e fonte indutiva

Não obstante a maior potência de curto-circuito do sistema com fonte complexa, ele apresenta maiores sobretensões do que o sistema com fonte indutiva, mais fraco. Isso se deve principalmente à maior tensão de regime permanente em vazio no primeiro sistema, provocada pelas linhas de 150 km.

A caracterização gaussiana de distribuições de sobretensões é questionável, conforme pode ser visto na figura 4.10, pois, quando traçadas em papel com escala gaussiana, distribuições gaussianas se comportam como retas. A distribuição referente a sistema com fonte complexa, ainda que melhor se assemelhe a uma reta na figura 4.10, apresenta comportamento menos retilíneo se usada menor quantidade de manobras na composição da curva.

Apesar da aleatoriedade dos elementos que determinam os transitórios, as sobretensões resultantes não obedecem a leis de eventos puramente aleatórios, pois há limitações intrínsecas aos sistemas, ligadas a restrições de mínimos e máximos observadas nas regiões de probabilidades extremas.

Apresenta-se em seguida tabela com as sobretensões representativas, de acordo com o número de manobras simuladas, para o sistema suprido por fonte indutiva.

Tabela 4.6 – Sobretensões representativas de religamento do sistema alimentado por fonte indutiva

n° de manobras	Fase	Níveis de sobretensão (pu) – base 857 kV							
		máx.	0,5%	2%	5%	10%	50%	méd.	σ_E
100	R	1,87	1,87	1,83	1,80	1,76	1,50	1,52	0,174
	S	1,84	1,84	1,74	1,69	1,66	1,40	1,44	0,139
	T	1,84	1,84	1,81	1,78	1,74	1,48	1,50	0,159
	R+S+T	1,87	1,85	1,82	1,77	1,72	1,46	1,49	0,161
200	R	1,87	1,86	1,81	1,77	1,72	1,53	1,52	0,160
	S	1,84	1,83	1,78	1,71	1,67	1,43	1,46	0,136
	T	1,84	1,83	1,79	1,75	1,70	1,40	1,46	0,157
	R+S+T	1,87	1,84	1,80	1,75	1,70	1,45	1,48	0,154
400	R	1,87	1,85	1,81	1,77	1,72	1,50	1,51	0,160
	S	1,84	1,82	1,78	1,74	1,69	1,46	1,48	0,144
	T	1,86	1,84	1,79	1,74	1,69	1,42	1,46	0,152
	R+S+T	1,87	1,84	1,80	1,75	1,71	1,46	1,48	0,154
600	R	1,87	1,84	1,81	1,76	1,71	1,49	1,50	0,159
	S	1,85	1,84	1,78	1,74	1,69	1,45	1,47	0,147
	T	1,86	1,83	1,79	1,74	1,71	1,47	1,48	0,156
	R+S+T	1,87	1,84	1,80	1,75	1,71	1,47	1,49	0,154

Nota-se que, para o sistema alimentado por fonte indutiva, os resultados se estabilizam com menos operações, refletindo em menores esforços computacionais no cálculo do risco de falha, como será mostrado no capítulo 5.

Embora Clerici e Nogarole [61] apresentem resultados para as mesmas topologias de sistema aqui estudadas, não será feita uma comparação direta, pois as potências de curto-circuito informadas por eles revelam que foram usadas diferentes impedâncias sistêmicas em relação ao artigo do Grupo de Trabalho 13.05 do CIGRÉ [53]. Pelos dados desta, as potências de curto-circuito na barra de alimentação da linha de 265 km são de aproximadamente 20 GVA e 11 GVA respectivamente nos sistemas com fonte complexa e fonte indutiva, contra os valores de 30 GVA e 17 GVA apresentados por Clerici e Nogarole [61]. A tabela 4.7 mostra seus resultados, obtidos em analisador transitório de redes (TNA) com 600 manobras.

Tabela 4.7 – Sobretensões representativas de religamento encontradas por Clerici e Nogarole [61] para sistemas semelhantes aos estudados

Fonte	Fase	Níveis de sobretensão (pu) – base 857 kV						
		máx.	0,5%	2%	5%	10%	50%	σ_E
complexa	R+S+T	2,30	1,90	1,80	1,75	1,65	1,45	0,147
indutiva	R+S+T	1,95	1,75	1,75	1,70	1,65	1,40	0,174

As menores sobretensões, vistas acima, decorrem do uso de menores impedâncias de rede (maiores potências de curto-circuito). A dispersão da máxima sobretensão, por sua vez, é atribuída a diferenças naturais encontradas entre simulações em computador e em analisadores analógicos. De fato, no artigo do Grupo de Trabalho 13.05 do CIGRÉ [53], as simulações por TNA geram maiores sobretensões na zona de menores probabilidades em relação àqueles obtidos digitalmente.

A tabela 4.7 confirma os resultados obtidos das simulações aqui realizadas, em que, para o caso analisado, o sistema com fonte indutiva apresenta menores solicitações transitórias em relação ao sistema com fonte complexa.

4.5.3 Sobretensões de Energização

Foi simulada também uma série de manobras de energização simples da linha de transmissão (com a linha em vazio), na configuração de sistema alimentado por fonte complexa, de modo que os resultados fossem confrontados com os transitórios de religamento. A figura 4.11 apresenta as curvas estatísticas, enquanto alguns valores representativos são listados na tabela 4.8. Os resultados de energização provêm de 600 manobras processadas, enquanto os de religamento, de 1.200 manobras.

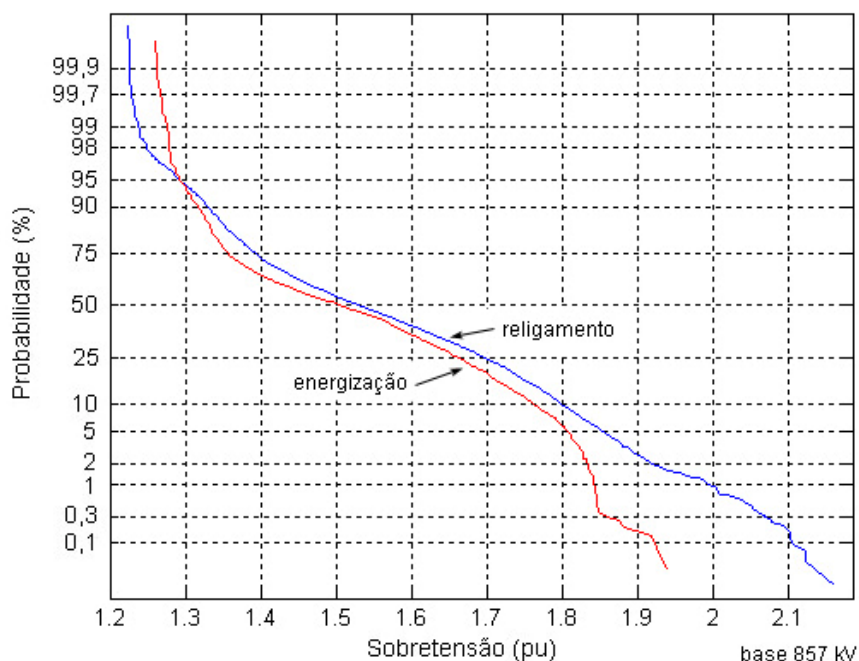


Figura 4.11 – Comparação entre distribuições de sobretensões para religamento e energização de sistema alimentado por fonte complexa

Tabela 4.8 – Sobretensões representativas de religamento e energização do sistema alimentado por fonte complexa

Operação	Fase	Níveis de sobretensão (pu) – base 857 kV							
		máx.	0,5%	2%	5%	10%	50%	méd.	σ_E
religamento	R+S+T	2,16	2,05	1,92	1,86	1,80	1,53	1,55	0,184
energização	R+S+T	1,94	1,85	1,83	1,81	1,76	1,51	1,52	0,169

As maiores solicitações são obtidas pela operação de religamento porque, se no momento de fechamento de uma dada fase, a tensão residual for de polaridade oposta à tensão do sistema supridor, a amplitude da sobretensão é superior àquela que seria obtida na energização simples. Por outro lado, se a tensão residual tiver a mesma polaridade da onda aplicada, a sobretensão é menor, explicando o comportamento da curva na faixa de grandes probabilidades de valores excedidos. Dessa forma, computando ambos os efeitos, os valores médios das distribuições estatísticas de sobretensão dos dois tipos de transitório não são muito diferentes.

Como já salientado, serão considerados apenas os transitórios de religamento no dimensionamento dos espaçamentos, em virtude das maiores sobretensões solicitantes aos isolamentos.

4.5.4 Aplicação de Pára-Raios

Examinou-se em seguida o comportamento transitório dos sistemas colocando-se pára-raios nos terminais emissor e receptor da linha religada.

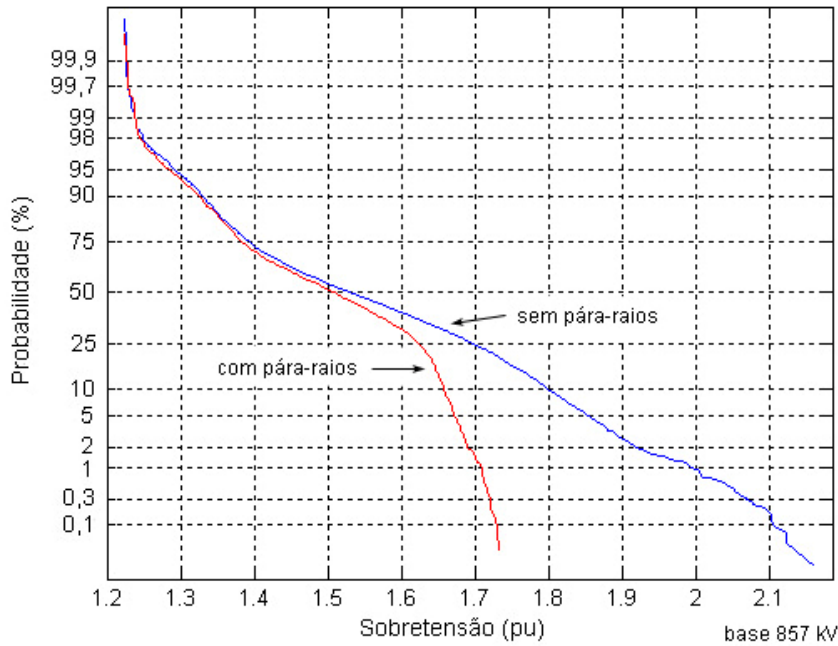


Figura 4.12 – Comparação entre distribuições de sobretensões para religamento de sistema alimentado por fonte complexa, sem e com pára-raios

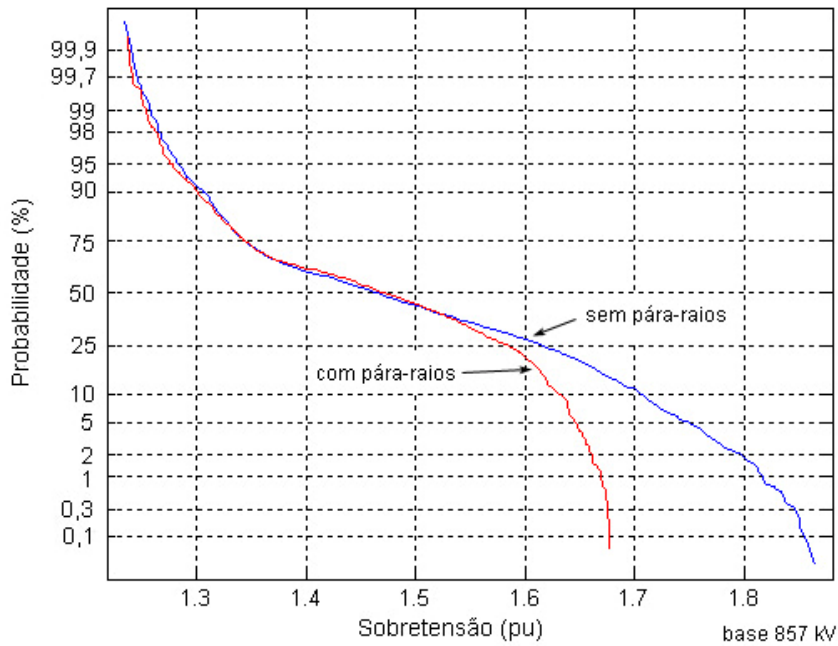


Figura 4.13 – Comparação entre distribuições de sobretensões para religamento de sistema alimentado por fonte indutiva, sem e com pára-raios

Tabela 4.9 – Sobretensões representativas de religamento de sistemas alimentados por fonte complexa e fonte indutiva, sem e com pára-raios

Fonte	Pára-raios	Fase	Níveis de sobretensão (pu) – base 857 kV							
			máx.	0,5%	2%	5%	10%	50%	méd.	σ_E
complexa	não	R+S+T	2,16	2,05	1,92	1,86	1,80	1,53	1,55	0,184
	sim	R+S+T	1,73	1,71	1,69	1,67	1,66	1,51	1,50	0,130
indutiva	não	R+S+T	1,87	1,84	1,80	1,75	1,71	1,47	1,49	0,154
	sim	R+S+T	1,68	1,67	1,66	1,65	1,63	1,47	1,47	0,126

A aplicação de pára-raios altera significativamente a resposta do sistema nas manobras de religamento, reduzindo sobremaneira as sobretensões resultantes. Percebe-se que, com a sua utilização, as distribuições se tornam ainda menos parecidas com gaussianas, tornando necessária uma melhor caracterização das funções densidade de probabilidade de solicitações caso não seja usado o método direto de coordenação de isolamento.

Devido à característica não-ideal dos pára-raios, o truncamento não ocorre num nível exato de tensão, explicando a inclinação das curvas apresentadas na faixa de maiores sobretensões.

4.6 Resumo

Os sistemas de transmissão estão sujeitos a diversos tipos de transitórios de manobra, cada qual com características específicas. Além disso, a configuração do sistema antes da ocorrência e fatores estatísticos determinam a severidade das sobretensões decorrentes. Foram vistos os métodos mais usuais de controle da amplitude das sobretensões.

A existência de parâmetros de natureza aleatória impõe a necessidade de realizar simulações estatísticas para a correta avaliação das solicitações aos isolamentos. Nas manobras de energização e religamento, modela-se o disjuntor de forma que, a cada operação rodada, os instantes de fechamento de seus pólos sejam variados adequadamente.

Para as simulações, utilizou-se como base um sistema de 1.050 kV informado num artigo publicado pelo Grupo de Trabalho 13.05 do CIGRÉ [53]. Foram descritos sua configuração, parâmetros e a modelagem adotada nos processamentos.

Os resultados das simulações estão dentro da margem de sobretensões obtidas pelo artigo de referência, confirmando a adequação da modelagem aplicada. Dessa forma, foram feitas em seguida algumas modificações no sistema-base.

Mostrou-se que as manobras de religamento são mais severas que as de energização e que o uso de pára-raios é muito importante na redução dos valores de tensão atingidos. Para os sistemas específicos analisados, aquele composto de fonte complexa resultou em sobretensões de maiores amplitudes em relação àquele com fonte indutiva.

O capítulo seguinte apresenta os resultados de coordenação de isolamento obtidos a partir da massa de dados dos transitórios simulados (forma de onda e amplitude das sobretensões), visando analisar o impacto de alterações no sistema e do procedimento empregado de cálculo do risco de falha.

Capítulo 5

Coordenação de Isolamento

5.1 Considerações Iniciais

Este capítulo tem como objetivo avaliar os diferentes procedimentos de coordenação de isolamento através dos resultados obtidos de distâncias de isolamento para os casos formulados. As rotinas utilizam as sobretensões transitórias simuladas para os sistemas de 1.050 kV apresentados no capítulo 4.

No decorrer do capítulo, foram utilizados os procedimentos relacionados na tabela 5.1, alguns deles apenas para análise comparativa em determinadas situações. Todos utilizam como base o método direto (*shot-by-shot*), mudando apenas o tipo de processamento das ondas e as considerações acerca da suportabilidade do isolamento. O procedimento proposto, conforme analisado no capítulo 3, é o procedimento denominado filtro U_1 .

Nos métodos estatísticos, os isolamentos são definidos para que se atinjam riscos de falha ou taxas de desligamento desejáveis, que são valores de projeto normalmente associados a aspectos técnico-econômicos da linha de transmissão. A taxa de desligamento é o produto do risco de falha pelo número esperado de ocorrências anuais do tipo de evento considerado. Quando se analisa o risco de falha, apenas variações de uma ordem de grandeza são significativas.

Tabela 5.1 – Procedimentos de coordenação de isolamento analisados

Procedimento	Onda básica	Onda sobreposta	Suportabilidade dos isolamentos
tradicional	-	-	Valor fixo correspondente ao tempo de frente crítico (mínimo da curva U)
patamar	-	-	Valor fixo correspondente a 3.000 μ s de frente (patamar da curva U)
ajuste simples	dupla-exponencial	-	Valor correspondente ao tempo de frente da onda básica
ajuste composto	dupla-exponencial	Sim	Valor correspondente à conjugação das ondas básica e sobreposta ¹
Steiglitz-McBride	modelagem por Steiglitz-McBride	Sim	Valor correspondente à conjugação das ondas básica e sobreposta ¹
filtro U_1	filtragem passa-baixas	Sim	Valor correspondente à conjugação das ondas básica e sobreposta ¹
filtro 30%	filtragem passa-baixas	Sim	Valor correspondente à conjugação das ondas básica e sobreposta, com $(\Delta V/V)_{máx} = 30\%$

¹ Com $(\Delta V/V)_{máx}$ calculado pela equação 3.18.

Para os diferentes procedimentos de coordenação de isolamento e sistemas de transmissão considerados, serão realizados processamentos de cálculo do risco de falha variando-se os espaçamentos nas torres. Para confronto e exame das alternativas, os resultados apresentados serão as distâncias de isolamento que ocasionem os riscos de falha mais próximos dos seguintes valores pré-determinados: 10^{-2} , 10^{-3} , 10^{-4} e 10^{-5} .

Para simplificação das análises, a variável de entrada no programa de cálculo será sempre a distância de isolamento das fases externas, d_{ext} . Considerou-se no processo de seleção dessas distâncias um incremento de 0,1 metros entre os sucessivos valores possíveis.

A rotina calcula então a distância da fase interna, d_{int} , como explicado no item 3.5.2. Como além de d_{ext} , d_{int} depende apenas das dimensões da estrutura e dos histogramas de vento e condições atmosféricas, invariáveis nas análises, a relação entre as grandezas é fixa, como mostrado na tabela 5.2. No restante do capítulo, para facilitar a visualização comparativa dos processamentos, apenas as distâncias das fases externas serão apresentadas.

Tabela 5.2 – Relação entre as distâncias de isolamento das fases externas e interna

d_{ext} (m)	d_{int} (m)	d_{ext} (m)	d_{int} (m)	d_{ext} (m)	d_{int} (m)	d_{ext} (m)	d_{int} (m)
4,70	5,00	6,20	6,54	7,70	8,09	9,20	9,65
4,80	5,10	6,30	6,65	7,80	8,20	9,30	9,76
4,90	5,20	6,40	6,75	7,90	8,30	9,40	9,86
5,00	5,31	6,50	6,85	8,00	8,41	9,50	9,97
5,10	5,41	6,60	6,96	8,10	8,51	9,60	10,07
5,20	5,51	6,70	7,06	8,20	8,61	9,70	10,17
5,30	5,62	6,80	7,16	8,30	8,72	9,80	10,28
5,40	5,72	6,90	7,27	8,40	8,82	9,90	10,38
5,50	5,82	7,00	7,37	8,50	8,92	10,00	10,49
5,60	5,93	7,10	7,47	8,60	9,03	10,10	10,59
5,70	6,03	7,20	7,58	8,70	9,13	10,20	10,70
5,80	6,13	7,30	7,68	8,80	9,24	10,30	10,80
5,90	6,23	7,40	7,78	8,90	9,34	10,40	10,91
6,00	6,34	7,50	7,89	9,00	9,44	10,50	11,01
6,10	6,44	7,60	7,99	9,10	9,55		

A ampla faixa de valores mostrados deve-se à quantidade de fatores de influência analisados, com impacto na coordenação de isolamento. As distâncias da fase interna resultaram maiores devido à redução da suportabilidade imposta pelo intervalo condutor-janela, cujo fator de geometria é menor do que o referente à configuração condutor-mísula/mastro. A influência negativa do vento, diminuindo as distâncias dos intervalos das fases externas, não excedeu o efeito dos diferentes fatores de geometria. Caso fosse utilizado histograma com maior frequência de ocorrência de inclinações mais críticas das cadeias verticais, os comprimentos dos intervalos das fases externas poderiam ser maiores, mesmo com o fator de geometria mais favorável associado a elas.

Embora, como visto no item 2.4.5, o coeficiente de elevação dos fatores de correção atmosféricos dependa do espaçamento, ele não foi alterado para distâncias menores de 6 metros, possibilitando comparações não distorcidas das alternativas analisadas. Ademais, num projeto real, os menores valores obtidos não necessariamente indicariam os espaçamentos a serem adotados, em virtude de outros tipos de solicitação elétrica aos isolamentos; a base comparativa deste trabalho baseia-se unicamente no desempenho em relação a transitórios de manobra.

Os transitórios foram simulados e armazenados para a linha de transmissão dividida em 6 trechos de 44,17 km, de forma que as análises de coordenação de isolamento considerem o perfil desigual de sobretensões ao longo do comprimento total. Foram adotadas as mesmas distâncias de isolamento em toda a extensão da linha, constituída de 660 torres no total.

5.2 Resultados

5.2.1 Número de Manobras Adequado

Em razão do caráter estatístico dos transitórios gerados pelos parâmetros aleatórios do sistema, o número de manobras avaliadas influi diretamente na coordenação de isolamento. Para resultados consistentes de sobretensões representativas, aceita-se normalmente um número maior ou igual a 100 operações [47, 57, 69]. Para o procedimento proposto de coordenação de isolamento, há mais parâmetros aleatórios nas ondas de sobretensão, além da amplitude máxima, que são levados em conta, como o tempo de frente e a presença de ressaltos.

Assim, foram analisados os riscos de falha calculados para diferentes números de manobras e distâncias de isolamento, primeiramente no caso do sistema de transmissão alimentado por fonte complexa (tabela 5.3) e depois para o sistema alimentado por fonte indutiva (tabela 5.4).

Tabela 5.3 – Risco de falha por número de manobras avaliadas - sistema alimentado por fonte complexa

Procedim.	d_{ext} (m)	Risco de Falha por n° de manobras					diferença (%) para $N_m=1.200$			
		100	200	400	600	1.200	100	200	400	600
filtro U_1	7,2	$1,49 \cdot 10^{-2}$	$1,27 \cdot 10^{-2}$	$8,30 \cdot 10^{-3}$	$8,89 \cdot 10^{-3}$	$9,76 \cdot 10^{-3}$	53,1	30,6	-14,9	-8,9
tradicion.	7,5	$1,13 \cdot 10^{-2}$	$1,04 \cdot 10^{-2}$	$8,16 \cdot 10^{-3}$	$9,00 \cdot 10^{-3}$	$1,00 \cdot 10^{-2}$	13,4	4,2	-18,4	-10,0
filtro U_1	8,3	$2,08 \cdot 10^{-3}$	$1,53 \cdot 10^{-3}$	$8,80 \cdot 10^{-4}$	$7,95 \cdot 10^{-4}$	$1,01 \cdot 10^{-3}$	106,7	52,1	-12,5	-20,9
tradicion.	8,5	$1,48 \cdot 10^{-3}$	$1,22 \cdot 10^{-3}$	$9,24 \cdot 10^{-4}$	$9,14 \cdot 10^{-4}$	$1,08 \cdot 10^{-3}$	36,7	12,4	-14,6	-15,5
filtro U_1	9,3	$2,29 \cdot 10^{-4}$	$1,83 \cdot 10^{-4}$	$9,45 \cdot 10^{-5}$	$7,47 \cdot 10^{-5}$	$1,05 \cdot 10^{-4}$	117,6	73,8	-10,3	-29,1
tradicion.	9,5	$1,41 \cdot 10^{-4}$	$1,15 \cdot 10^{-4}$	$8,41 \cdot 10^{-5}$	$6,71 \cdot 10^{-5}$	$9,25 \cdot 10^{-5}$	52,2	24,8	-9,1	-27,5
filtro U_1	10,2	$1,82 \cdot 10^{-5}$	$1,54 \cdot 10^{-5}$	$7,75 \cdot 10^{-6}$	$5,84 \cdot 10^{-6}$	$1,08 \cdot 10^{-5}$	68,2	42,2	-28,5	-46,1
tradicion.	10,3	$1,37 \cdot 10^{-5}$	$1,15 \cdot 10^{-5}$	$8,28 \cdot 10^{-6}$	$6,01 \cdot 10^{-6}$	$1,05 \cdot 10^{-5}$	30,3	9,8	-21,1	-42,7

Tabela 5.4 – Risco de falha por número de manobras avaliadas - sistema alimentado por fonte indutiva

Procedim.	d_{ext} (m)	Risco de Falha por n° de manobras				difer. (%) para $N_m=600$		
		100	200	400	600	100	200	400
filtro U_1	5,3	$1,52 \cdot 10^{-2}$	$1,06 \cdot 10^{-2}$	$1,04 \cdot 10^{-2}$	$9,90 \cdot 10^{-3}$	54,0	6,9	4,9
tradicion.	6,5	$1,30 \cdot 10^{-2}$	$8,77 \cdot 10^{-3}$	$8,54 \cdot 10^{-3}$	$8,45 \cdot 10^{-3}$	53,6	3,8	1,1
filtro U_1	5,9	$1,71 \cdot 10^{-3}$	$1,04 \cdot 10^{-3}$	$1,04 \cdot 10^{-3}$	$9,12 \cdot 10^{-4}$	88,0	14,3	14,3
tradicion.	7,1	$1,95 \cdot 10^{-3}$	$1,16 \cdot 10^{-3}$	$1,15 \cdot 10^{-3}$	$1,02 \cdot 10^{-3}$	91,0	13,2	12,2
filtro U_1	6,4	$1,93 \cdot 10^{-4}$	$1,09 \cdot 10^{-4}$	$1,14 \cdot 10^{-4}$	$9,35 \cdot 10^{-5}$	106,5	16,8	22,2
tradicion.	7,7	$2,00 \cdot 10^{-4}$	$1,09 \cdot 10^{-4}$	$1,08 \cdot 10^{-4}$	$8,76 \cdot 10^{-5}$	127,9	25,0	23,6
filtro U_1	6,9	$1,52 \cdot 10^{-5}$	$8,18 \cdot 10^{-6}$	$9,46 \cdot 10^{-6}$	$7,37 \cdot 10^{-6}$	106,4	11,0	28,4
tradicion.	8,2	$2,05 \cdot 10^{-5}$	$1,07 \cdot 10^{-5}$	$1,04 \cdot 10^{-5}$	$7,85 \cdot 10^{-6}$	160,7	36,4	31,9

De forma geral, o aumento do número de manobras acarreta riscos de falha mais próximos dos valores de referência (correspondente a 1.200 manobras primeiro caso, e 600 manobras no segundo). Os resultados confirmam a tendência observada no capítulo 4, de que para o sistema alimentado por fonte indutiva são necessárias menos manobras para estabilização dos valores estatísticos de sobretensão.

Verifica-se também que entre os dois procedimentos analisados (tradicional e filtro U_1), e com diferentes distâncias de isolamento, não há reprodução exata do comportamento de variação do risco de falha para a diminuição do número de manobras. Isso ocorre porque cada um dos procedimentos trata diferentemente os valores de suportabilidade, e porque cada combinação de espaçamento e número de manobras incluídas implica alteração das probabilidades de descarga individuais por operação, e quantas dessas operações representam risco não nulo de falha.

A despeito das grandes diferenças percentuais obtidas em alguns casos, não há correspondência direta com as distâncias de isolamento requeridas, uma vez que variações significativas do risco de falha ocorrem por ordem de grandeza. Como exemplo, no caso de procedimento tradicional aplicado aos transitórios do sistema alimentado por fonte indutiva, enquanto o risco de falha mais próximo de 10^{-4} é obtido com uma distância de 7,7 metros para 600 manobras, necessita-se de uma distância de 7,9 metros segundo o exame de 100 manobras (a variação percentual do risco de falha para 7,7 metros foi de 127,9%).

A partir dos valores encontrados, julga-se adequado para as próximas análises examinar 400 manobras para o sistema alimentado por fonte complexa, e 200 manobras para o sistema alimentado por fonte indutiva.

5.2.2 Influência da Rede de Alimentação (Fonte Complexa ou Indutiva)

Conforme já visto no capítulo 4, o sistema alimentado por fonte complexa (figura 4.4) é caracterizado por maiores sobretensões em relação ao sistema com fonte indutiva (figura 4.5). Isso obviamente ocasiona maiores distâncias necessárias de isolamento, como mostrado nas tabelas 5.5 e 5.6.

Tabela 5.5 – Distâncias de isolamento - sistema alimentado por fonte complexa

Procedimento	d_{ext} (m) para riscos de falha mais próximos de			
	10^{-2}	10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}
patamar	5,8	6,6	7,3	7,9
filtro U_1	7,1	8,2	9,3	10,1
tradicional	7,4	8,5	9,4	10,2

Tabela 5.6 – Distâncias de isolamento - sistema alimentado por fonte indutiva

Procedimento	d_{ext} (m) para riscos de falha mais próximos de			
	10^{-2}	10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}
patamar	5,1	5,7	6,1	6,5
filtro U_1	5,3	5,9	6,4	6,9
tradicional	6,5	7,1	7,7	8,2

Deve-se atentar para as diferenças obtidas com cada um dos procedimentos utilizados de coordenação de isolamento. Observa-se que o procedimento do patamar resulta sempre em menores espaçamentos, pela consideração de maiores valores de suportabilidade, ao contrário do procedimento tradicional, que adota sempre o valor crítico de suportabilidade. Fazendo o processamento das ondas, e considerando o efeito dos tempos de frente e ressaltos variáveis, o procedimento de filtro obtém valores intermediários de distâncias de isolamento. Proporcionalmente, as vantagens do procedimento de filtro são maiores para maiores riscos de falha, pois quanto menor o espaçamento, menor a tensão de início de líder contínuo, e maior a amplitude relativa máxima $(\Delta V/V)_{máx}$.

No caso do sistema suprido por fonte complexa, o procedimento de filtro resulta muito próximo do procedimento tradicional, principalmente para menores riscos de falha. Nessa situação, portanto, a abordagem tradicional leva a valores condizentes com a análise mais detalhada da característica do isolamento, não representando de todo um projeto conservativo.

Já no sistema com fonte indutiva, são significativas as reduções dos intervalos isolantes ao se considerar a forma de onda das sobretensões em relação à adoção convencional de valores críticos de suportabilidade. A razão do comportamento reside no espectro diferenciado de frequências produzidas por cada sistema.

No sistema alimentado por fonte indutiva, o transitório se inicia com uma rampa crescente, como ilustrado na figura 5.1, haja vista que a tensão é aplicada através de um indutor no circuito equivalente.

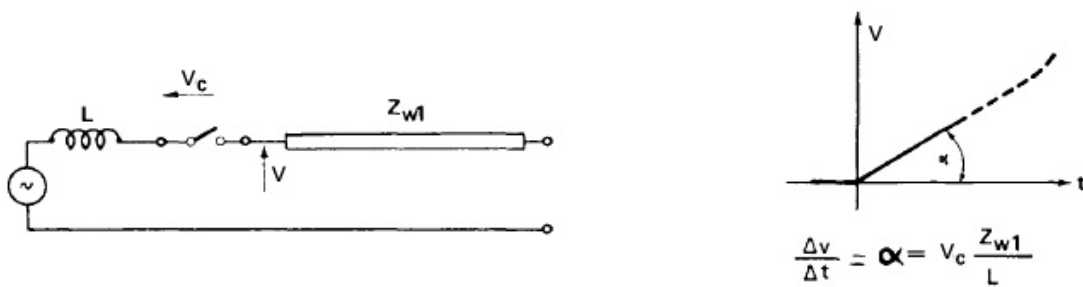


Figura 5.1 – Parte inicial do transitório para sistema alimentado indutivamente [53]

Quando a linha de transmissão é alimentada através de outra linha, o transitório se inicia com um degrau, correspondente a um divisor de tensão entre as linhas, como visto na figura 5.2.

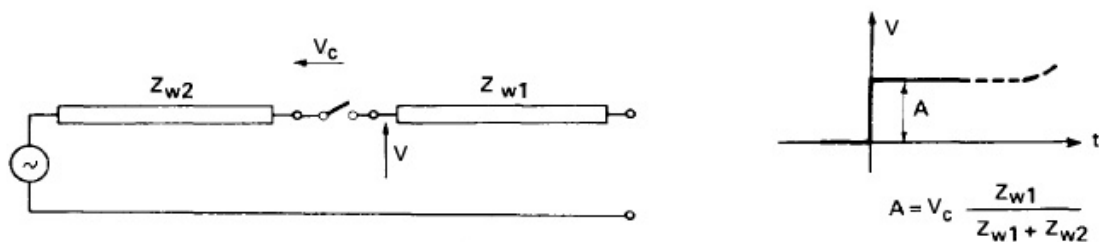


Figura 5.2 – Parte inicial do transitório para sistema alimentado por outra linha de transmissão [53]

O degrau relativo ao sistema com fonte complexa possui amplo espectro de frequências, e decorre que a forma de onda de sobretensão possui ressaltos maiores, ou que a onda sobreposta oriunda do processamento é muito mais intensa, devido aos componentes de alta frequência. Como apenas uma única linha consegue introduzir altas frequências no transitório, a fonte é chamada complexa quando há pelo menos uma linha no suprimento. Já o sistema com fonte indutiva apresenta forma de onda mais

suave, com menos ressaltos. As figuras 5.3 e 5.4 apresentam um exemplo de transitório de religamento para ambos os sistemas, com a mesma seqüência de chaveamento.

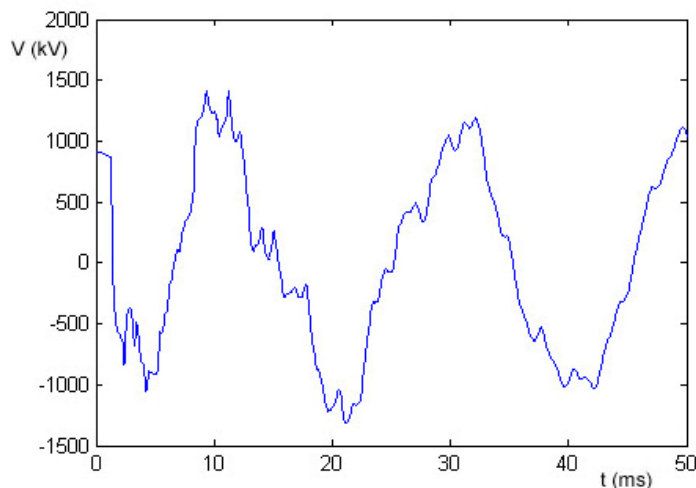


Figura 5.3 – Exemplo de transitório de religamento para sistema alimentado por fonte complexa

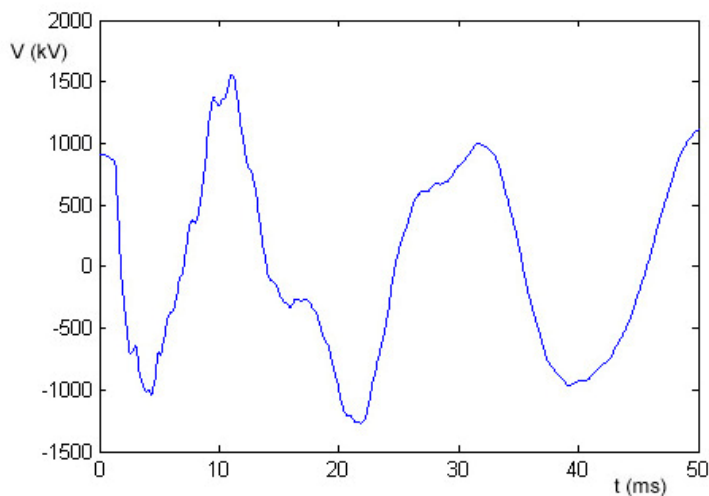


Figura 5.4 – Exemplo de transitório de religamento para sistema alimentado por fonte indutiva

Como os ressaltos provocam a redução da suportabilidade, justifica-se assim que para o sistema alimentado por fonte complexa os resultados de espaçamentos necessários pelo procedimento proposto estão muito mais próximos do procedimento tradicional.

Desse modo, a precisão no cálculo obtida com o tratamento proposto permite julgar como adequada a análise tradicional em sistemas alimentados por fonte complexa.

Em sistemas supridos indutivamente, fica claro que ao se considerar a forma de onda das sobretensões os espaçamentos podem ser mais bem estimados.

5.2.3 Outros Procedimentos de Coordenação de Isolamento

É importante analisar o efeito de alterações dos processamentos nos espaçamentos necessários a uma coordenação de isolamento adequada. Adicionalmente aos três procedimentos já simulados (patamar, filtro U_1 e tradicional), foram incluídos outros procedimentos, cujos resultados são apresentados nas tabelas 5.7 e 5.8, para os sistemas com fonte complexa e indutiva, respectivamente.

Tabela 5.7 – Comparativo de distâncias de isolamento segundo o procedimento analisado - sistema alimentado por fonte complexa

Procedimento	d_{ext} (m) para riscos de falha mais próximos de			
	10^{-2}	10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}
patamar	5,8	6,6	7,3	7,9
ajuste simples	5,8	6,6	7,3	7,9
filtro 30%	6,9	8,0	9,0	9,8
filtro U_1	7,1	8,2	9,3	10,1
Steiglitz-McBride	7,1	8,2	9,3	10,1
ajuste composto	7,1	8,3	9,3	10,1
tradicional	7,4	8,5	9,4	10,2

Tabela 5.8 – Comparativo de distâncias de isolamento segundo o procedimento analisado - sistema alimentado por fonte indutiva

Procedimento	d_{ext} (m) para riscos de falha mais próximos de			
	10^{-2}	10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}
patamar	5,1	5,7	6,1	6,5
ajuste simples	5,2	5,7	6,1	6,5
filtro 30%	5,3	5,8	6,3	6,7
filtro U_1	5,3	5,9	6,4	6,9
Steiglitz-McBride	5,3	5,9	6,4	6,9
ajuste composto	5,3	5,8	6,3	6,8
tradicional	6,5	7,1	7,7	8,2

Nos extremos das distâncias necessárias, encontram-se os procedimentos do patamar e tradicional, para referência. Ambos utilizam valores fixos de suportabilidade; o primeiro procedimento, correspondente ao patamar da curva U (valor mais alto), e o segundo, relativo ao mínimo da curva U (valor crítico).

Com o ajuste simples de dupla-exponencial [41], os resultados são similares ao procedimento do patamar, mostrando que os tempos de frente principais das ondas são de fato da ordem de milissegundos. A coordenação de isolamento, contudo, é falsamente otimista, visto que não se considera o efeito negativo dos ressaltos.

Os procedimentos que processam as ondas considerando o efeito dos ressaltos através da análise das ondas sobrepostas apresentam resultado intermediário. No caso da filtragem com $(\Delta V/V)_{m\acute{a}x}$ fixado em 30%, as distâncias são menores, pois os ressaltos precisam ter maior amplitude para uma mesma redução da suportabilidade.

Como já explicado no item 3.3.2, $(\Delta V/V)_{m\acute{a}x}$ deve ser variável em função das diferentes amplitudes e características do isolamento. Os três procedimentos que consideram essa característica têm resultados bastante próximos, mesmo com as diferenças no modo de processamento. Em acordo com os processamentos de ondas construídas (item 3.4.3), e com o fato de que os transitórios mais se assemelham a cossenóides, as diferenças entre os riscos de falha obtidos são menores para os procedimentos de filtro e Steiglitz-McBride.

5.2.4 Desvio-Padrão Variável

Em todos os processamentos acima realizados, utilizou-se um valor de desvio-padrão igual a 5% da tensão crítica de descarga. Considera-se aqui, para comparação, uma alternativa com desvio-padrão variável, calculado conforme descrição do item 3.3.2. Os resultados são mostrados nas tabelas 5.9 e 5.10.

Tabela 5.9 – Comparativo de distâncias de isolamento segundo o desvio-padrão considerado - sistema alimentado por fonte complexa

Desvio-Padrão	Procedimento	d_{ext} (m) para riscos de falha mais próximos de			
		10^{-2}	10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}
5%	patamar	5,8	6,6	7,3	7,9
	filtro U_1	7,1	8,2	9,3	10,1
	tradicional	7,4	8,5	9,4	10,2
variável	patamar	7,1	8,3	9,5	10,5
	filtro U_1	6,7	7,8	8,7	9,5
	tradicional	7,0	7,9	8,8	9,5

Tabela 5.10 – Comparativo de distâncias de isolamento segundo o desvio-padrão considerado - sistema alimentado por fonte indutiva

Desvio-Padrão	Procedimento	d_{ext} (m) para riscos de falha mais próximos de			
		10^{-2}	10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}
5%	patamar	5,1	5,7	6,1	6,5
	filtro U_1	5,3	5,9	6,4	6,9
	tradicional	6,5	7,1	7,7	8,2
variável	patamar	6,4	7,2	7,9	8,6
	filtro U_1	5,9	6,6	7,2	7,8
	tradicional	6,0	6,7	7,2	7,6

Como para o procedimento tradicional o desvio-padrão passa de 5% para 4% (já que se fixou a suportabilidade correspondente ao tempo de frente crítico), os espaçamentos requeridos diminuem. Quanto ao procedimento do patamar, o desvio-padrão passa de 5% para 8% (suportabilidade correspondente ao tempo de frente de 3.000 μ s), devendo ser empregados maiores espaçamentos. O efeito do desvio-padrão é facilmente visualizado emprestando-se dos métodos comuns de coordenação de isolamento o conceito de sobreposição das curvas de densidade de probabilidade de sobretensões e probabilidade de descarga (figura 3.1). Quanto maior é o desvio-padrão, mais espalhada é a curva de probabilidade de falha, e para manter o mesmo risco de falha, é necessário deslocar a curva aumentando-se o valor médio da suportabilidade ($U_{50\%}$) através do aumento dos espaçamentos.

Quando a fonte de alimentação do sistema é complexa, as distâncias obtidas pelo procedimento proposto são ligeiramente reduzidas, seguindo o mesmo comportamento do procedimento tradicional. Isso mostra que as probabilidades de falha calculadas a cada sobretensão dependem essencialmente do tempo de frente das ondas sobrepostas, e que a amplitude relativa dos ressaltos é grande. Ainda se mantêm menores distâncias em relação àquelas do procedimento tradicional, pois o benefício dos maiores valores de $U_{50\%}$ se sobrepuja ao aumento do desvio-padrão na faixa de tempos de frente pequenos (mas maiores que o tempo de frente crítico) relativos às ondas sobrepostas.

Já para o sistema com fonte indutiva, os espaçamentos com o procedimento proposto aumentam, uma vez que as amplitudes relativas dos ressaltos são pequenas, e o grande desvio-padrão proporcionado pelo cálculo baseado nas ondas básicas excede o efeito do aumento da tensão de $U_{50\%}$.

Com o emprego do desvio-padrão variável, as diferenças dos resultados do tratamento proposto (filtro U_1) e da abordagem tradicional se reduzem apreciavelmente.

Vale repetir, contudo, que não há critérios confiáveis para a determinação do desvio-padrão consoante a forma de onda da sobretensão, e que a forma adotada para seu cálculo considera uma variação dos valores de 4% para 8% entre os tempos de frente crítico e o patamar da curva U, a qual limita o efeito diferenciado das tensões críticas de descarga.

Comparando-se os resultados obtidos pelo desvio-padrão variável em relação ao desvio-padrão fixo, nota-se que para o sistema com fonte complexa há menor variação relativa dos espaçamentos calculados quando se usa o procedimento proposto, enquanto que para o sistema com fonte indutiva o procedimento tradicional é menos sensível.

5.2.5 Probabilidade de Falha Descrita pela Distribuição de Weibull

Analisa-se neste item a influência da adoção de uma distribuição de Weibull para a probabilidade de falha do isolamento. A distribuição considerada nos cálculos foi construída a partir da equação 3.11.

Tabela 5.11 – Comparativo de distâncias de isolamento segundo a distribuição de probabilidade de falha considerada - sistema alimentado por fonte complexa

Distribuição	Procedimento	d_{ext} (m) para riscos de falha mais próximos de			
		10^{-2}	10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}
Normal truncada	patamar	5,8	6,6	7,3	7,9
	filtro U_1	7,1	8,2	9,3	10,1
	tradicional	7,4	8,5	9,4	10,2
Weibull	patamar	5,8	6,5	7,2	7,7
	filtro U_1	7,0	8,1	9,1	9,9
	tradicional	7,3	8,3	9,3	10,0

Tabela 5.12 – Comparativo de distâncias de isolamento segundo a distribuição de probabilidade de falha considerada - sistema alimentado por fonte indutiva

Distribuição	Procedimento	d_{ext} (m) para riscos de falha mais próximos de			
		10^{-2}	10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}
Normal truncada	patamar	5,1	5,7	6,1	6,5
	filtro U_1	5,3	5,9	6,4	6,9
	tradicional	6,5	7,1	7,7	8,2
Weibull	patamar	5,1	5,6	6,0	6,3
	filtro U_1	5,2	5,8	6,2	6,6
	tradicional	6,4	7,0	7,5	7,9

A distribuição de Weibull causa uma pequena diminuição dos riscos de falha calculados, possibilitando menores distâncias de isolamento. A figura 5.5 mostra que, com referência à distribuição normal, na faixa entre 4 e 2,5 desvios-padrão abaixo do valor de $U_{50\%}$, a distribuição de Weibull – como foi computada – apresenta menores probabilidades de falha. Essa é a região onde recaem as sobretensões solicitantes para os riscos de falha normalmente desejados.

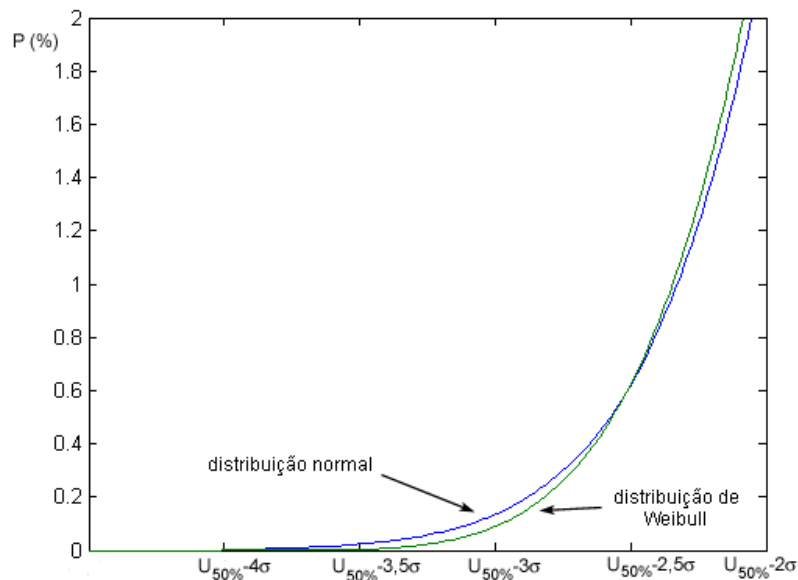


Figura 5.5 – Detalhe das distribuições cumulativas normal e de Weibull para a suportabilidade de um isolamento simples

A distribuição de Weibull considerada é adaptada a partir de valores pontuais de probabilidade de falha baseados na distribuição normal, considerada nos experimentos. Entretanto, apenas experimentos com quantidade de ensaios e níveis de tensão estatisticamente adequados para a distribuição de Weibull podem fornecer dados para julgar como ela descreve o comportamento real do isolamento em relação à distribuição normal truncada.

5.2.6 Aplicação de Pára-Raios

Foi mostrado no item 4.5.4 que a aplicação de pára-raios permite uma grande redução nos valores de sobretensão obtidos. São apresentados nas tabelas 5.13 e 5.14 os

resultados de distâncias de isolamento necessárias nas configurações sem e com a aplicação de pára-raios.

Tabela 5.13 – Comparativo de distâncias de isolamento segundo a aplicação de pára-raios - sistema alimentado por fonte complexa

Pára-raios	Procedimento	d_{ext} (m) para riscos de falha mais próximos de			
		10^{-2}	10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}
Não	patamar	5,8	6,6	7,3	7,9
	filtro U_1	7,1	8,2	9,3	10,1
	tradicional	7,4	8,5	9,4	10,2
Sim	patamar	4,8	5,3	5,7	6,0
	filtro U_1	5,9	6,5	7,0	7,5
	tradicional	6,0	6,6	7,1	7,6

Tabela 5.14 – Comparativo de distâncias de isolamento segundo a aplicação de pára-raios - sistema alimentado por fonte indutiva

Pára-raios	Procedimento	d_{ext} (m) para riscos de falha mais próximos de			
		10^{-2}	10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}
Não	patamar	5,1	5,7	6,1	6,5
	filtro U_1	5,3	5,9	6,4	6,9
	tradicional	6,5	7,1	7,7	8,2
Sim	patamar	4,7	5,1	5,5	5,7
	filtro U_1	4,8	5,3	5,6	5,9
	tradicional	5,9	6,4	6,8	7,2

O impacto da utilização de pára-raios nos terminais da linha de 265 km é muito grande na coordenação de isolamento, permitindo espaçamentos bem menores. Sua importância nos sistemas de transmissão, além disso, também se deve a outros tipos de transitórios, como derivados de descargas atmosféricas.

Com a aplicação de pára-raios, mantém-se o mesmo comportamento relativo dos resultados obtidos pelos diferentes procedimentos analisados, com o tratamento proposto de filtragem possibilitando menores distâncias de isolamento em relação ao tratamento tradicional, principalmente no sistema com fonte indutiva.

A coordenação de isolamento completa da linha de transmissão deve considerar outros aspectos além dos transitórios de manobra. Com a aplicação de pára-raios, e dependendo do risco de falha desejado, as distâncias mostradas acima podem ser superadas por outros requisitos, como o nível máximo de tensão operativa.

5.3 Resumo

Verificou-se a influência de diversos fatores relativos tanto à configuração do sistema analisado como ao modo de processamento e cálculo do risco de falha na coordenação de isolamento. O procedimento proposto considerando o efeito do tempo de frente da onda e dos ressaltos contribui para o refinamento da coordenação de isolamento e para a avaliação comparativa de outros procedimentos. Em sistemas alimentados por fonte complexa, os resultados são próximos àqueles obtidos ao se adotar a suportabilidade crítica fixa – as diferenças devem-se somente às durações das frentes dos ressaltos, quando maiores do que o tempo de frente crítico. Em sistemas alimentados por fonte indutiva, onde o espectro de frequências nas ondas de transitórios é menor, o procedimento proposto possibilita um melhor aproveitamento de distâncias de isolamento em relação ao tratamento tradicional, o que pode refletir em economias consideráveis na implantação de linhas de transmissão.

Um aspecto importante nos cálculos de risco de falha é o desvio-padrão de suportabilidade. Apesar de sua influência nos resultados, sua determinação é imprecisa, principalmente para formas de onda não-convencionais. A consideração de uma distribuição adaptada de Weibull para a suportabilidade do isolamento fornece resultados pouco mais otimistas em relação à distribuição normal, mas o assunto necessita igualmente de experimentos específicos.

Também foi visto que os pára-raios de óxido metálico são equipamentos extremamente úteis na coordenação de isolamento de sistemas de transmissão, permitindo restringir os requisitos de espaçamentos devidos a transitórios de manobra. Sua aplicação não altera as diferenças relativas entre o procedimento proposto e a abordagem normalmente feita de suportabilidade fixa.

Capítulo 6

Conclusões

6.1 Escopo do Trabalho

Os procedimentos normalmente utilizados para o estudo da coordenação de isolamento consideram o valor mínimo de suportabilidade do isolamento, referente ao tempo de frente crítico, para o cálculo do risco de falha, resultando em dimensionamentos supostamente conservativos. O tempo de frente das ondas de sobretensão, no entanto, exerce grande influência sobre a suportabilidade. Neste trabalho, propôs-se uma forma de levar em consideração essa e outras características das ondas no cálculo do risco de falha e das distâncias de isolamento de uma linha de transmissão.

Foram tratados os principais aspectos que afetam a descarga do isolamento durante um transitório de manobra, de forma que se possibilitasse a elaboração de critérios de análise das ondas e determinação da suportabilidade dos intervalos isolantes. Através do processamento dos sinais de sobretensão, quantificam-se os parâmetros de avaliação das ondas, os quais entram no cálculo do risco de falha da linha.

Transitórios de manobra de uma linha de transmissão de 1.050 kV foram simulados estatisticamente, e as sobretensões obtidas serviram como entrada de dados para os procedimentos analisados de coordenação de isolamento. Com os vários processamentos realizados, foram comparados os resultados dos procedimentos

abordados e sua adequação para diferentes tipos de sistema e características do isolamento.

Do desenvolvimento de todo o trabalho, observou-se que o novo procedimento proposto considerando a forma de onda das sobretensões contribui positivamente na coordenação de isolamento de linhas de transmissão, como descrito nas conclusões a seguir.

6.2 Conclusões Gerais

Os resultados de experimentos publicados em artigos sobre a suportabilidade de isolamentos submetidos a sobretensões com ressaltos permitem criar um critério de determinação da tensão de 50% de probabilidade de falha (tensão crítica de descarga). Seu valor está compreendido entre as tensões críticas de descarga correspondentes aos tempos de frente da onda principal e do ressalto, e depende da amplitude relativa do ressalto e da tensão de início do líder do intervalo.

Para seu cálculo, é conveniente processar os sinais de todas as sobretensões estatísticas obtidas, decompondo-os em ondas básicas e ondas sobrepostas. Estas contêm as variações rápidas das sobretensões, incluindo os ressaltos, e aquelas enfeixam o conteúdo espectral de baixas frequências. Dessa forma, retiram-se das duas componentes os parâmetros de cálculo da tensão de 50% de probabilidade de falha.

Através dos processamentos de análise de uma série de ondas construídas com características diversas, concluiu-se que o processo de decomposição e análise elaborado é muito eficiente, obtendo-se os melhores resultados com a filtragem passa-baixas com frequência de corte igual a 400 Hz. Por essa técnica, o vetor de tensões críticas de descarga calculadas se distancia apenas 1,6% do vetor com os valores de referência, para ondas construídas a partir de co-senóides básicas.

O procedimento de coordenação de isolamento proposto utiliza como base o método direto, onde todas as sobretensões obtidas por simulações estatísticas devem ser examinadas individualmente. Com ele, além dos aspectos aleatórios envolvidos na probabilidade de falha do isolamento e na geração de transitórios, também as distribuições de condições climáticas e de vento podem ser incluídas adequadamente.

As sobretensões simuladas de transitórios de manobra de um sistema de 1.050 kV estão coerentes com resultados publicados, validando a modelagem estatística e de

representação de componentes, e habilitando o processamento de outros casos. Verificou-se que as operações de religamento são mais severas do que simples energizações da linha, sendo mais importantes na definição das distâncias de isolamento das linhas de transmissão. O sistema alimentado por fonte complexa (incluindo pelo menos uma linha de transmissão no suprimento) apresenta distribuição estatística de sobretensões diferente do sistema com fonte exclusivamente indutiva. No caso específico estudado, as sobretensões do sistema suprido por fonte complexa foram superiores, devido à maior tensão em regime permanente. Observou-se também como a aplicação de pára-raios auxilia na redução das solicitações aos isolamentos.

É necessário maior número de operações simuladas do sistema alimentado por fonte complexa para a obtenção de consistência estatística dos valores representativos de sobretensão e para o cálculo do risco de falha. Da análise para diferentes números de manobras, julgou-se adequado utilizar 200 manobras para o sistema com fonte indutiva, e 400 manobras para o sistema com fonte complexa.

O desenvolvimento do novo procedimento de coordenação de isolamento incorporando os resultados de estudos sobre o comportamento variável do isolamento possibilitou o refinamento do cálculo do risco de falha, e também a análise comparativa do tratamento normalmente feito, que considera a suportabilidade crítica fixa. Em sistemas supridos por fonte complexa, as ondas de sobretensão possuem ressaltos de grande amplitude; nessa situação, não foram observadas diferenças significativas dos resultados em relação aos obtidos pelo procedimento tradicional. Em sistemas alimentados por fonte indutiva, cujos transitórios gerados têm menor conteúdo espectral, o procedimento proposto de coordenação de isolamento resulta em menores espaçamentos necessários, se comparados aos obtidos pelo procedimento tradicional, nesse caso deveras conservativo.

As reduções percentuais proporcionadas pelo novo procedimento são mostradas na tabela 6.1. No sistema com fonte indutiva, a diminuição é sempre maior do que 15%, provando os vultosos ganhos que podem ser obtidos em novos projetos de linhas de transmissão.

Tabela 6.1 – Redução das distâncias de isolamento do procedimento proposto em relação ao procedimento tradicional

Tipo de fonte do sistema	Pára-raios	Redução (%) das distâncias de isolamento para os seguintes riscos de falha			
		10^{-2}	10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}
Complexa	Não	4,1	3,5	1,1	1,0
	Sim	1,7	1,5	1,4	1,3
Indutiva	Não	18,5	16,9	16,9	15,9
	Sim	18,6	17,2	17,6	18,1

Os espaçamentos foram calculados considerando-se um desvio-padrão de 5% da suportabilidade, valor normalmente utilizado para transitórios de manobra. No entanto, foram relatadas variações do desvio-padrão com o tempo de frente da onda, principalmente por Menemenlis e Harbec [9]. Devido à dificuldade na realização de experimentos específicos e à pequena quantidade de trabalhos publicados sobre o assunto, não há formas confiáveis de escolha de um valor adequado, muito menos para ondas com ressaltos. Não obstante, criou-se um critério de cálculo de desvio-padrão em função da forma de onda, analogamente ao cálculo da tensão crítica de descarga, e propositadamente pessimista para tempos de frente longos. As distâncias de isolamento obtidas para o procedimento proposto, desta feita, são bem mais próximas do procedimento tradicional, mesmo para o sistema com fonte indutiva, demonstrando a importância e a necessidade de maiores investigações práticas.

Analisou-se a alternativa de caracterizar a probabilidade de falha do isolamento por uma distribuição de Weibull, adaptada a partir dos valores de tensão crítica de descarga e desvio-padrão de uma gaussiana. As distâncias de isolamento requeridas são um pouco menores devido às maiores probabilidades de falha da distribuição normal truncada, entre 4 e 2,5 desvios-padrão abaixo da média. A adequação da distribuição de Weibull deve ser avaliada, contudo, a partir de valores obtidos por experimentos nela focados.

6.3 Propostas para Outros Trabalhos

Em vista da importância do desvio-padrão da suportabilidade, há mister de trabalhos práticos que visem à sua determinação confiável, principalmente para ondas com tempo de frente longo e impulsos com ressaltos. Alternativamente à adoção de

distribuições normais, deve-se estudar também o uso de outras distribuições, como a de Weibull, carecendo a realização de ensaios específicos.

O desenvolvimento de modelos matemáticos de estimação da suportabilidade baseados em processos físicos e observações empíricas pode ampliar a compreensão do comportamento do isolamento, auxiliando no cálculo da probabilidade de falha com ondas de formas mais diversas.

Sugere-se a aplicação de técnicas de processamento de sinais para análise de sobretensões entre fases, objetivando a coordenação de isolamento de linhas compactas ou com estruturas não-convencionais.

Para exame posterior das vantagens conseguidas pelo procedimento proposto, aventa-se a avaliação econômica da coordenação de isolamento de linhas de transmissão, considerando seu impacto na redução de custos com estruturas e fundações. Uma avaliação global deve pesquisar também as solicitações devido às descargas atmosféricas e à tensão máxima operativa.

Referências Bibliográficas

- [1] WATANABE, Y. Switching Surge Flashover Characteristics of Extremely Long Air Gaps. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 86, n. 8, p. 933-936, ago. 1967.
- [2] PARIS, L. Influence of Air Gap Characteristics on Line-to-Ground Switching Surge Strength. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 86, n. 8, p. 936-947, ago. 1967.
- [3] PARIS, L.; CORTINA, R. Switching and Lightning Impulse Discharge Characteristics of Large Air Gaps and Long Insulator Strings. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 87, n. 4, p. 947-957, abr. 1968.
- [4] LLOYD, K. J.; ZAFFANELLA, L. E. Insulation for Switching Surges. In: LAFOREST, J. J. (Editor). **Transmission Line Reference Book: 345 kV and Above**. 2. ed. Palo Alto: EPRI, 1982. p. 503-544.
- [5] ALEXANDROV, G. N.; GERASIMOV, Y. A. Switching and Lightning Surge Dielectric Strength of UHV Insulating Suspension Sets. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON PROPERTIES AND APPLICATIONS OF DIELECTRIC MATERIALS, 3., 1991, Tokyo. **Proceedings...** [S.l.:s.n.]. 1991. v.1, p. 335-337.
- [6] CARRARA, G.; DELLERA, L.; SARTORIO, G. Switching Surges with Very Long Fronts (above 1500 μ s): Effect of Front Shape on Discharge Voltage. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 89, n. 3, p. 453-456, mar. 1970.
- [7] KACHLER, A. J.; LAFOREST, J. J.; ZAFFANELLA, L. E. Switching-Surge Flashover of EHV-UHV Towers. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 89, n. 8, p. 1762-1771, nov./dez. 1970.
- [8] HARADA, T.; AIHARA, Y.; AOSHIMA, Y. Influence of Switching Impulse Wave Shape on Flashover Voltages of Air Gaps. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 92, n. 3, p. 1085-1093, mai./jun. 1973.
- [9] MENEMENLIS, C.; HARBEC, G. Coefficient of Variation of the Positive-Impulse Breakdown of Long Air-Gaps. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 93, n. 3, p. 916-927, mai./jun. 1974.
- [10] MENEMENLIS, C.; ISAKSSON, K. The Front Shape of Switching Impulses and Its Effect on Breakdown Parameters. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 93, n. 5, p. 1380-1389, set./out. 1974.
- [11] MENEMENLIS, C.; ISAKSSON, K. Influence of the Various Parts of the Switching Impulse Front on Discharge Development. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 94, n. 5, p. 1725-1733, set./out. 1975.

- [12] LALOT, J.; HUTZLER, B. Influence of Non-Standard Switching Impulses on the Flashover Mechanisms of an Air Gap. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 97, n. 3, p. 848-856, mai./jun. 1978.
- [13] MENEMENLIS, C.; HARBEC, G.; GRENON, J. F. Behavior of Air Insulating Gaps Stressed by Switching Overvoltages with a Double Peak. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 97, n. 6, p. 2375-2381, nov./dez. 1978.
- [14] McELROY, A. J.; CHARKOW, J. H. Probabilistic Aspects of Transmission System Switching Surge Reliability. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 86, n. 8, p. 1012-1024, ago. 1967.
- [15] CARRARA, G.; ZAFFANELLA, L. E. UHV External Insulation Challenging Aspects. **Electra**, Paris, n. 23, p. 177-189, jul. 1972.
- [16] ALEXANDROV, G. N. Discussion. In: MENEMENLIS, C.; HARBEC, G. Coefficient of Variation of the Positive-Impulse Breakdown of Long Air-Gaps. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 93, n. 3, p. 925-926, mai./jun. 1974.
- [17] HILEMAN, A. R. Insulation Strength Characteristics. In: _____. **Insulation Coordination for Power Systems**. New York: Marcel Dekker, 1999. p. 31-87.
- [18] DOMMEL, H. W. **Electromagnetic Transients Program Reference Manual: EMTP Theory Book**. Portland: Bonneville Power Administration, 1986.
- [19] ATP Rule Book. (documento digital) [S.l.]: Comité Argentino de Usuarios del EMTP/ATP, 2002.
- [20] PSCAD On-Line Help. (documento digital) versão 4.0.1. Winnipeg: Manitoba HVDC Research Centre, 2003.
- [21] LES RENARDIÈRES GROUP. Research on Long Air Gap Discharges at Les Renardières. **Electra**, Paris, n. 23, p. 53-157, jul. 1972.
- [22] LES RENARDIÈRES GROUP. Research on Long Air Gap Discharges at Les Renardières – 1973 Results. **Electra**, Paris, n. 35, p. 49-156, jul. 1974.
- [23] LES RENARDIÈRES GROUP. Positive Discharges in Long Air Gaps at Les Renardières – 1975 Results and Conclusions. **Electra**, Paris, n. 53, p. 31-153, jul. 1977.
- [24] CARRARA, G.; THIONE, L. Switching Surge Strength of Large Air Gaps: A Physical Approach. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 95, n. 2, p. 512-524, mar./abr. 1976.
- [25] RIZK, F. A. M. A Model for Switching Impulse Leader Inception and Breakdown of Long Air-Gaps. **IEEE Transactions on Power Delivery**, [S.l.], v. 4, n. 1, p. 596-606, jan. 1989.

- [26] SUZUKI, T. et al. Parallel Multigap Flashover Probability. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 88, n. 12, p. 1814-1823, dez. 1969.
- [27] IEC-71-2 – Insulation Coordination. Part 2: Application Guide. Gênevê: International Electrotechnical Committee, 1996.
- [28] KUFFEL, E.; ZAENGL, W. S.; KUFFEL, J. Electrical Breakdown in Gases. In:_____. **High Voltage Engineering: Fundamentals**. 2. ed. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2000. p. 281-366.
- [29] HILL, K. H. **Estimation of Positive Polarity Switching Surge Flashover Voltage of Compact Transmission Lines**. 1999. 84 f. Thesis (Master of Science) – Department of Electrical and Computer Engineering, University of Manitoba, Winnipeg, 1999. Disponível em: <http://www.collectionscanada.ca/obj/s4/f2/dsk1/tape8/PQDD_0013/MQ41715.pdf>. Acesso em: 12 jun. 2006.
- [30] RIZK, F. A. M. Switching Strength of Air Insulation: Leader Inception Criterion. **IEEE Transactions on Power Delivery**, [S.l.], v. 4, n. 4, p. 2187-2195, out. 1989.
- [31] RIZK, F. A. M. Critical Switching Impulse Breakdown of Long Bundle-Conductor Gaps. **IEEE Transactions on Power Delivery**, [S.l.], v. 11, n. 1, p. 373-383, jan. 1996.
- [32] GALLET, G. et al. General Expression for Positive Switching Impulse Strength Valid up to Extra Long Air Gaps. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 94, n. 6, p. 1989-1993, nov./dez. 1975.
- [33] SCHNEIDER, K. H.; WECK, K. H. Parameters Influencing the Gap Factor. **Electra**, Paris, n. 35, p. 25-45, jul. 1974.
- [34] TASK FORCE 03 – CIGRÉ WG 33.03. Evaluation of the Switching Impulse Strength of External Insulation. **Electra**, Paris, n. 94, p. 77-95, mai. 1984.
- [35] POKORNY, W. C.; FLUGUM, R. W. UHV Tower Insulation Parameters Determined by Full-Scale Testing. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 94, n. 2, p. 518-529, mar./abr. 1975.
- [36] KASTRUP FILHO, O. et al. Coordenação de Isolamento das Linhas do Sistema de Transmissão de Itaipu. In: SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA, 4., 1977, Rio de Janeiro. **Comunicações Técnicas...** grupo 3, v. 3. [S.l.:s.n.]. RJ/GLT/38.
- [37] ESMERALDO, P. C. V. Desempenho Elétrico de Linhas de Transmissão Quanto a Surtos de Manobra. In: D’AJUZ, A. et al. **Transitórios Elétricos e Coordenação de Isolamento: Aplicação em Sistemas de Potência de Alta Tensão**. Rio de Janeiro: Furnas, Niterói: Eduff, 1987. p. 274-311.

- [38] DIESENDORF, W. The Switching Surge Design of Transmission Lines. In:_____. **Insulation Co-ordination in High-voltage Electric Power Systems**. London: Butterworth & Company, 1974. p. 84-94.
- [39] HILEMAN, A. R. Phase-Ground Switching Overvoltages, Transmission Lines. In:_____. **Insulation Coordination for Power Systems**. New York: Marcel Dekker, 1999. p. 89-134.
- [40] CIGRÉ TASK FORCE 33.06-01. Switching-Impulse Performance of External Insulation in Natural Ambient Conditions. Results of an Interlaboratory Cooperative Experimental Research . **Electra**, Paris, n. 65, p. 19-39, jul. 1979.
- [41] ESMERALDO, P. C. V.; FONSECA, C. S. Métodos de Coordenação de Isolamento. In: D’AJUZ, A. et al. **Transitórios Elétricos e Coordenação de Isolamento: Aplicação em Sistemas de Potência de Alta Tensão**. Rio de Janeiro: Furnas, Niterói: Eduff, 1987. p. 150-165.
- [42] WORKING GROUP ON INSULATOR SWITCHING SURGES. Guide for Application of Insulators to Withstand Switching Surges. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 94, n. 1, p. 58-67, jan./fev. 1975.
- [43] DUBANTON, C.; LE ROY, G. Research Into a Practical Method to Determine the Probability of Failure of an E.H.V. Transmission Line. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 94, n. 6, p. 1954-1961, nov./dez. 1975.
- [44] SIGNAL Processing Toolbox for Use with Matlab: User’s Guide. (documento digital) versão 4. [S.l.]: The MathWorks, 1998.
- [45] OPPENHEIM, A. V.; SCHAFER, R. W. Filter Design Techniques. In:_____. **Discrete-Time Signal Processing**. New Jersey: Prentice Hall, 1989. p. 403-513.
- [46] BARBOSA, M. A. **Sobretensões de Manobra**: Dimensionamento de Resistor de Pré-Inserção. 1989. 137 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – Curso de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 1989.
- [47] IBRAHIM, A. I.; DOMMEL, H. W. A Knowledge Base for Switching Surge Transients. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON POWER SYSTEMS TRANSIENTS, 2005, Montreal. **Paper IPST05-050**. [S.l.:s.n.]. Disponível em: <http://www.ipst.org/TechPapers/2005/IPST05_Paper050.pdf>. Acesso em: 04 jun. 2006.
- [48] GREENWOOD, A. Traveling Waves and Other Transients on Transmission Lines. In:_____. **Electrical Transients in Power Systems**. 2. ed. New York: John Wiley & Sons, 1991. p. 233-299.
- [49] ZANETTA JÚNIOR, L. C. Propagação de Ondas em Linhas Monofásicas. In:_____. **Transitórios Eletromagnéticos em Sistemas de Potência**. São Paulo: Edusp, 2003. p. 147-202.

- [50] ARAÚJO, A. E. A.; NEVES, W. L. A. Linha de Transmissão: Teoria Básica. In:_____. **Cálculo de Transitórios Eletromagnéticos em Sistemas de Energia**. Belo Horizonte: Editora UFMG, 2005. p. 137-169.
- [51] ZANETTA JÚNIOR, L. C. Sobretensões de Manobra. In:_____. **Transitórios Eletromagnéticos em Sistemas de Potência**. São Paulo: Edusp, 2003. p. 411-442.
- [52] ESMERALDO, P. C. V.; FONSECA, C. S.; VAISMAN, R. Sobretensões de Manobra. In: D'AJUZ, A. et al. **Transitórios Elétricos e Coordenação de Isolamento: Aplicação em Sistemas de Potência de Alta Tensão**. Rio de Janeiro: Furnas, Niterói: Eduff, 1987. p. 72-100.
- [53] CIGRÉ WG 13.05. The Calculation of Switching Surges – III. Transmission Line Representation for Energization and Re-Energization Studies with Complex Feeding Networks. **Electra**, Paris, n. 62, p. 45-78, jan. 1979.
- [54] CIGRÉ WG 13.02. Switching Overvoltages in EHV and UHV Systems with Special Reference to Closing and Reclosing Transmission Lines. **Electra**, Paris, n. 30, p. 70-122, out. 1973.
- [55] DILLARD, J. K.; CLAYTON JR., J. M.; KILAR, L. A. Controlling Switching Surges Due on 1100-kV Transmission Systems. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 89, n. 8, p. 1752-1762, nov./dez. 1970.
- [56] WOODFORD, D. A.; WEDEPOHL, L. M. Transmission Line Energization with Breaker Pre-Strike. In: IEEE WESCANEX 97: CONFERENCE ON COMMUNICATIONS, POWER AND COMPUTING, 1997, Winnipeg. **Proceedings...** [S.l.]: IEEE, 1997. p. 105-108.
- [57] MARTINEZ, J. A.; NATARAJAN, R.; CAMM, E. Comparison of Statistical Switching Results Using Gaussian, Uniform and Systematic Switching Approaches. In: IEEE POWER ENGINEERING SOCIETY SUMMER MEETING, 2000, Seattle. **Proceedings...** [S.l.]: IEEE, 2000. v. 2, p. 884-889.
- [58] MARTINEZ, J. A.; MAHSEREDJIAN, J.; KHODABAKHCHIAN, B. Parameter Determination for Modeling System Transients – Part VI: Circuit Breakers. **IEEE Transactions on Power Delivery**, [S.l.], v. 20, n. 3, p. 2079-2085, jul. 2005.
- [59] PARIS, L. Basic Considerations of Magnitude Reduction of Switching Surges Due to Line Energization. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 87, n. 1, p. 295-305, jan. 1968.
- [60] LEE, K. C.; POON, K. P. Statistical Switching Overvoltage Analysis of the First B. C. Hydro Phase Shifting Transformer Using the Electromagnetic Transients Program. **IEEE Transactions on Power Systems**, [S.l.], v. 5, n. 4, p. 1054-1060, nov. 1990.

- [61] CLERICI, A.; NOGAROLE, M. Influence of Line Transpositions on Reenergization Overvoltages – Number of Operations for Reliable Overvoltage Statistical Distributions. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 92, n. 1, p. 25-30, jan./fev. 1973.
- [62] TRUAX, C. J.; BROWN, J. D.; NEUGEBAUER, W. The Study of Reclosing Transients on a 765 kV Shunt Compensated Transmission Line. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 97, n. 4, p. 1447-1457, jul./ago. 1978.
- [63] CLERICI, A. Analog and Digital Simulation for Transient Overvoltage Determinations. **Electra**, Paris, n. 22, p. 111-138, mai. 1972.
- [64] MARTI, J. Accurate Modeling of Frequency Dependent Transmission Lines in Electromagnetic Transients Simulation. **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, [S.l.], v. 101, n. 1, p. 147-155, jan. 1982.
- [65] CIGRÉ WG 33.02. Guidelines for Representation of Network Elements When Calculating Transients. **CIGRÉ Brochure 39**, Paris, 1990.
- [66] CIGRÉ WG 13.05. The Calculation of Switching Surges – III. Network Representation for Energization and Re-Energization Studies on Lines Fed by an Inductive Source. **Electra**, Paris, n. 32, p. 17-42, jan. 1974.
- [67] IEEE WORKING GROUP 3.4.11. Modeling of Metal Oxide Surge Arresters. **IEEE Transactions on Power Delivery**, [S.l.], v. 7, n. 1, p. 302-309, jan. 1992.
- [68] MARTINEZ, J. A.; DURBAK, E. Parameter Determination for Modeling Systems Transients – Part V: Surge Arresters. **IEEE Transactions on Power Delivery**, [S.l.], v. 20, n. 3, p. 2073-2078, jul. 2005.
- [69] KIM, J.; SHIM, E.; SHIM, J. Switching Overvoltage Analysis and Air Clearance Design on the KEPCO 765 kV Double Circuit Transmission System. **IEEE Transactions on Power Delivery**, [S.l.], v. 15, n. 1, p. 381-386, jan. 2000.
- [70] **ABB Surge Arresters: Buyer's Guide**. ed. 5. Disponível em: <[http://library.abb.com/GLOBAL/SCOT/SCOT245.NSF/VerityDisplay/DE60EE61D97EF625C1256F390025F3C6/\\$File/Surge%20Arrester%20Buyers%20Guide%20Ed5%20-%20Q%20-%20EXLIM%20T%20\(english\).pdf](http://library.abb.com/GLOBAL/SCOT/SCOT245.NSF/VerityDisplay/DE60EE61D97EF625C1256F390025F3C6/$File/Surge%20Arrester%20Buyers%20Guide%20Ed5%20-%20Q%20-%20EXLIM%20T%20(english).pdf)>. Acesso em: 04 jun. 2006.