

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
ELÉTRICA**

**AVALIAÇÃO DE SUPORTABILIDADE A
SOBRETENSÕES DE BANCOS DE CAPACITORES
EM DERIVAÇÃO – ANÁLISE CRÍTICA E
PROPOSIÇÃO DE CRITÉRIOS**

**Dissertação submetida à Universidade Federal de Santa Catarina como parte
dos requisitos para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Elétrica**

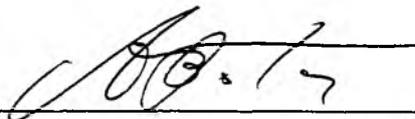
PAULO CÉSAR CHARLES

Florianópolis, Maio de 2000

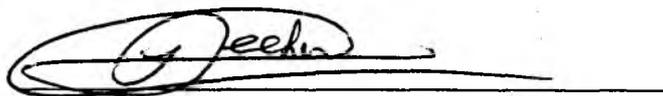
AVALIAÇÃO DE SUPORTABILIDADE A SOBRETENSÕES DE BANCOS DE CAPACITORES EM DERIVAÇÃO – ANÁLISE CRÍTICA E PROPOSIÇÃO DE CRITÉRIOS

PAULO CÉSAR CHARLES

'Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Elétrica, Área de Concentração em Eletromagnetismo e Dispositivos Eletromagnéticos, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Santa Catarina.'



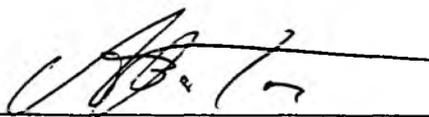
João Pedro Assumpção Bastos, Dr. D'État
Orientador



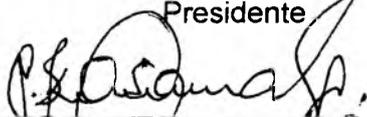
Ildemar Cassana Decker, D. Sc.

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

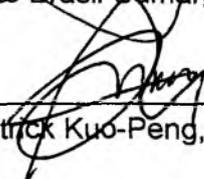
Banca Examinadora:



João Pedro Assumpção Bastos, Dr. D'État
Presidente



C. Celso de Brasil Camargo, Dr. Eng.



Patrick Kuo-Peng, Dr.

PAULO CÉSAR CHARLES

**AVALIAÇÃO DE SUPORTABILIDADE A
SOBRETENSÕES DE BANCOS DE CAPACITORES
EM DERIVAÇÃO – ANÁLISE CRÍTICA E
PROPOSIÇÃO DE CRITÉRIOS**

FLORIANÓPOLIS

2000

À minha esposa, Marisa e ao meu filho, Márvio.

AGRADECIMENTOS

Ao Professor João Pedro Assumpção Bastos, meu Orientador, pela ajuda e disposição constantes ao longo do desenvolvimento desse trabalho, por sua compreensão, tolerância e, acima de tudo, pela sua amizade.

Ao Prof. C. Celso de Brasil Camargo, meu grande amigo, pelo apoio, incentivo e contribuição dados ao longo desse trabalho e ao longo de toda a minha vida profissional.

Aos Professores Nelson Sadowski e Adroaldo Raizer, pelo apoio e cortesia constantes, sempre que consultados.

Ao analista de sistemas Roberto Rostirolla, pela cooperação e constante disponibilidade nas questões referentes a sistemas informáticos.

Ao chefe da seção de expediente da CCPGEEL, Wilson da Silva Costa, não só pela colaboração como pela amizade.

Resumo da Dissertação apresentada à UFSC como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Elétrica.

AVALIAÇÃO DE SUPORTABILIDADE A SOBRETENSÕES DE BANCOS DE CAPACITORES EM DERIVAÇÃO – ANÁLISE CRÍTICA E PROPOSIÇÃO DE CRITÉRIOS

Paulo César Charles

Maior/2000

Orientador: João Pedro Assumpção Bastos, Dr. D'État.

Área de Concentração: Eletromagnetismo e Dispositivos Eletromagnéticos.

Palavras chave: Capacitores, Campo Elétrico, Isolamento, Simulação.

Número de Páginas: 111.

Nesse trabalho, analisa-se e propõe-se critérios de avaliação de suportabilidade dielétrica de unidades capacitivas, a serem utilizados em estudos de manobra de bancos de capacitores que simulam sua operação real. Faz-se uma revisão da aplicação de bancos de capacitores em sistemas de alta tensão, da associação modular de unidades capacitivas, seus esquemas de ligação mais utilizados, suas vantagens e desvantagens. Apresenta-se o problema da consistência física que estes critérios devem ter antes de serem utilizados em estudos de simulação, relacionando-os com o comportamento do sistemas dielétricos (sólido-líquido) utilizados nas unidades capacitivas. Para isso, faz uma revisão sucinta do comportamento dielétrico de materiais isolantes, sólidos e líquidos, consolidando-a com discussões sobre ensaios realizados em componentes reais, publicados na literatura técnica, que estabelecem limites de aplicação de solicitações elétricas. Através de desenvolvimento analítico, baseado nas equações de Maxwell, propõe critérios para serem usados em estudos de manobras de bancos de capacitores, utilizando o que se chamou de *balizadores*. Concluindo o trabalho, apresenta-se uma aplicação prática destes critérios, baseado em um estudo real de energização de bancos de capacitores.

Abstract of Dissertation presented to UFSC as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master in Electrical Engineering

EVALUATION OF OVERVOLTAGE WITHSTAND ABILITY OF SHUNT CAPACITOR BANKS – A CRITICAL ANALYSIS AND CRITERIA PROPOSAL

Advisor: João Pedro Assumpção Bastos, Dr. D'État.

Area of Concentration: Electromagnetism and Electromagnetic Devices.

Keywords: Capacitors, Electric Fields, Insulation, Simulation.

Number of pages: 111.

In this work, a relevant analysis is performed and an evaluation criteria of dielectric withstand ability of capacitor units is proposed, for the sake of its application in switching overvoltages studies of capacitor banks, which simulate their operation in real systems. A review of capacitors banks application in high voltage systems is presented, including the modular association of capacitors units, the most commonly used connection schemes as well as a balance of the advantages/disadvantages of each scheme. The problem concerning the physical consistence that the evaluation criteria should stand, before being used in the simulation studies is emphasized, relating them with the behavior of the dielectric systems (solid-liquid), which have been used as insulating media in capacitor units. For such, a brief review on the dielectric behavior of insulating materials, solid and liquid, is made, consolidating it with the analysis and discussions of laboratory tests performed in real units issued in the technical literature, which prescribe the acceptance limits of dielectric stress applications, before failure. By means of analytical development procedures using Maxwell Equations, evaluation criteria of dielectric stresses application to be used in switching overvoltage studies of capacitor banks are proposed, represented by "limiters". Concluding the work, a practical application of these "limiters", in a real study of capacitors banks energization, is performed.

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1 – ESTRUTURA E COMPOSIÇÃO DE BANCOS DE CAPACITORES APLICADOS A SISTEMAS DE POTÊNCIA

1.1 Introdução	1
1.2 Aspectos Construtivos	5
1.3 Características das Unidades Capacitivas	12

CAPÍTULO 2 – INFORMAÇÕES DISPONÍVEIS SOBRE A SUPORTABILIDADE DIELÉTRICA DAS UNIDADES CAPACITIVAS,

2.1 Introdução	15
2.2 Informações Disponíveis para o Estabelecimento de Critérios de Avaliação da Suportabilidade Dielétrica das Unidades Capacitivas	19

CAPÍTULO 3 – COMPORTAMENTO DIELÉTRICO DOS SISTEMAS ISOLANTES UTILIZADOS NAS UNIDADES CAPACITIVAS

3.1 Introdução	24
3.2 Mecanismos de Falha Dielétrica	24
3.3 Constituição do Isolamento Interno da Unidade Capacitiva	25

3.4 Características de Falhas de Isolamento de Isolantes Mistos, Líquido-Sólido	27
3.4.1 Deterioração Devido às Descargas Internas (Descargas Parciais)	28
3.4.2 Deterioração Eletroquímica	32
3.5 Alguns Aspectos Associados ao Comportamento Dielétrico de Isolantes Sólidos.	33
3.6 Teoria da Suportabilidade Intrínseca	38
3.7 Comportamento dos Isolantes Mistos contra as Solicitações do Sistema Real	40
3.7.1 Variáveis Elétricas Devidas à Energização de Bancos de Capacitores, que Afetam a Suportabilidade Dielétrica das Unidades Capacitivas	41
3.7.2 Valores Obtidos em Ensaios de Unidades Capacitivas Reais e sua Relação com os Valores Recomendados em Normas	43
3.8 Conclusões mais Relevantes do Capítulo 3	55

CAPÍTULO 4 – UM CRITÉRIO CONSISTENTE, PARA A AVALIAÇÃO DA SUPORTABILIDADE DIELÉTRICA DAS UNIDADES CAPACITIVAS

4.1 Embasamento do Critério à Luz das Equações de Maxwell	57
4.2 Geração do Critério para Avaliação da Suportabilidade Dielétricas de Unidades Capacitivas	66
4.2.1 Avaliação das Sobretensões Transitórias Máximas Admissíveis	68
4.2.2 Avaliação das Sobretensões Temporárias ou de Curta Duração, por Energização dos Bancos de Capacitores	70

CAPÍTULO 5 – UM CASO DE APLICAÇÃO DO CRITÉRIO PROPOSTO

5.1 Introdução	76
5.2 Descrição do Estudo de Manobra de Banco de Capacitores	77
5.3 Preparação dos Critérios de Avaliação da Suportabilidade Dielétrica das Unidades Capacitivas dos Banco de Capacitores	83
5.3.1 Elevação da Tensão nas Unidades Capacitivas Sãs, por Falha de Unidades Adjacentes	84
5.3.2 Tabela Limite de Sobretensões Transitórias Máximas Admissíveis	87
5.3.3 Tabela Limite de Sobretensões Temporárias ou de Curta Duração, por Energização dos Bancos de Capacitores	90

5.3.4 Aplicação dos <u>Balizadores</u> aos Oscilogramas de Tensão do Estudo de Energização dos Bancos de Capacitores	92
CAPÍTULO 6 – CONCLUSÕES FINAIS	84
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	86

CAPÍTULO 1

ESTRUTURA E COMPOSIÇÃO DE BANCOS DE CAPACITORES APLICADOS A SISTEMAS DE POTÊNCIA

1.1 Introdução

Bancos de capacitores têm sido usados para suprir potência reativa a sistemas de potência reduzindo com isso, o montante que deve ser suprido pelo sistema, nesse ponto.

No Brasil, seu uso tem sido bastante intenso, ao longo dos anos.

Isto aparece evidenciado pelos resultados de uma recente pesquisa mundial [40], realizada pelo Working Group 13.04 da CIGRÉ, através de análise de resposta a questionários enviados a 47 empresas de 17 países, com 7.690 bancos de capacitores instalados, totalizando 62.300 MVar, compreendidos na faixa de 3,6 a 500 kV, observando que o Brasil se situa entre os quatro maiores usuários desse tipo de tecnologia.

Sua aplicação traz, entre outros, os seguintes benefícios aos sistemas elétricos:

- a) Elevação da tensão, no ponto de aplicação;
- b) Melhoria na regulação de tensão, se eles são convenientemente manobrados;
- c) Redução de perdas no sistema, pela redução na potência aparente e na corrente total;
- d) Redução do montante de reativos requeridos, onde a potência ativa é fornecida;
- e) Redução de investimentos no sistema, por kW de carga suprida.

Como os requisitos de potência reativa exigidos pelos sistemas variam ao longo do ciclo de carga diário, os bancos de capacitores são freqüentemente manobrados, ao longo desses ciclos.

Nesse particular, as manobras de energização dos bancos de capacitores ou mesmo possíveis reinições de seus disjuntores, durante seus processos de desenergização, podem conduzir a elevadas solicitações elétricas às unidades capacitivas que os compõem, bem como às subestações e ao sistema a que eles estão conectados.

Algumas dessas solicitações tendem a ficar mais severas quando existem vários bancos de capacitores presentes na mesma subestação, fazendo com que correntes elevadas, de alta freqüência, sejam originadas [16 a 25].

As manobras de bancos de capacitores geram transitórios, que podem causar:

- Degradação de isolamento, devida a sobretensões e sobrecorrentes, resultando em falhas de isolamento em suas unidades capacitivas;
- Falhas em equipamentos do sistema de potência, localizados na mesma subestação ou em subestações vizinhas;
- Operação indesejada de supressores de surto (pára-raios);
- Interferência nos circuitos de controle das subestações;
- Elevação do potencial de passo na subestação;
- Solicitações severas aos disjuntores que os manobram.

Na avaliação das solicitações dielétricas devidas a essas manobras, têm sido utilizados processos de simulação através de ferramentas digitais (programa ATP, programa Netomac-Siemens, programa DSSP-PTI, etc) e analógicas (Transient Network Analyser), onde são representados os diversos componentes do sistema de potência envolvido, da subestação a que eles estão conectados e dos próprios bancos de capacitores, dentro da faixa de interesse dos fenômenos elétricos envolvidos.

Para verificar se as suportabilidades dielétricas desses componentes são compatíveis com as solicitações a eles impostas, têm sido utilizadas diretamente, nas análises dos resultados das simulações, os valores contidos em normas, informações de suportabilidades fornecidas pelos fabricantes e, vez por outra, valores provenientes de condições de ensaio normalizados, de tipo e rotina, valores e condições esses cuja finalidade de aplicação por vezes é bastante diversa daquela objeto da realização desses estudos.

Além disso, os limites prescritos por norma, ao serem convertidos a critérios de avaliação nos estudos, requerem uma compreensão física do que eles representam, de como foram gerados e de que forma poderão estar correlacionados com as solicitações elétricas que podem ocorrer durante a operação real do sistema.

Isso faz com que, em diversas oportunidades, seja necessário utilizar esses valores como dados de entrada para a elaboração de critérios específicos, apropriados à avaliação de condições limites que venham a ocorrer na fase de operação, durante toda a vida útil do equipamento.

Para uma compreensão mais ampla de todo desenvolvimento do trabalho, ele foi sistematizado da seguinte forma:

O Capítulo 1 apresenta uma descrição da estrutura e composição de bancos de capacitores utilizados em sistemas de potência, em alta tensão.

No Capítulo 2 se discute a questão básica que motivou esse trabalho, ou seja, quais são os aspectos dielétricos importantes na avaliação das solicitações das unidades capacitivas ao longo de sua vida útil, quais informações estão disponíveis, como elas têm sido utilizadas e como deveriam sê-las.

No Capítulo 3 é feita uma revisão sumarizada do comportamento dielétrico dos tipos de sistemas isolantes utilizados no isolamento das unidades capacitivas, enfatizando as variáveis elétricas que podem ser consideradas essenciais na elaboração dos critérios de julgamento que devem ser utilizados nos estudos de simulação.

No Capítulo 4, através de desenvolvimento analítico baseado nas equações de Maxwell, propõe-se critérios para serem usados em estudos de manobras de bancos de capacitores, partindo-se dos limites recomendados em normas, porém guardando-se a essência física do desempenho dielétrico que se quer avaliar, sob condições encontradas na operação real.

No Capítulo 5 faz-se uma aplicação prática dos critérios de avaliação propostos no Capítulo 4, através de um estudo de energização de dois bancos de capacitores de 100 MVAR, em 230 kV, em uma subestação real.

No Capítulo 6 são apresentadas as conclusões do trabalho.

1.2 Aspectos Construtivos

Os bancos de capacitores aplicados a sistemas de potência são construídos através da associação série-paralela de unidades capacitivas, de forma a atingir a potência reativa, na tensão nominal requerida.

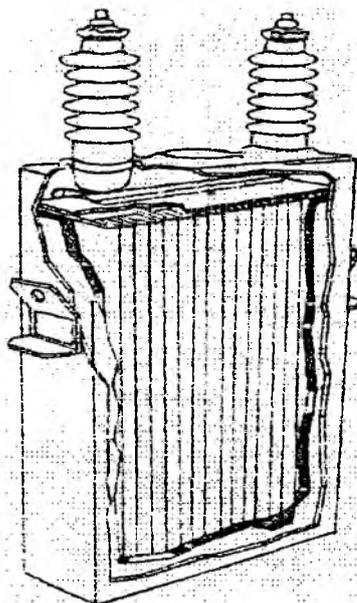


Figura 1.2.1 – Unidade Capacitiva

Assim, conhecendo-se a capacitância (C_u) da unidade capacitiva bem como o número de unidades que serão conectadas em série (s) e em paralelo (p), pode-se obter a capacitância total requerida ao atendimento da potência reativa desejada (C_t).

$$C_t = \frac{p}{s} \cdot C_u \quad (1.2.1)$$

Usualmente, são utilizados tanto em sistemas de distribuição, para compensação de fator de potência das cargas, quanto em sistemas de transmissão, para efeitos de regulação de tensão.

Uma série de aplicações pode estar associada à utilização desses equipamentos, desde o controle estático da tensão nos barramentos das subestações (bancos de capacitores em derivação), controle dinâmico da tensão em barramentos (compensadores estáticos, associando-os com reatores controlados a tiristores), a melhoria das condições de estabilidade eletromecânica dos sistemas, com conseqüente redução de perdas e de impedâncias de transferência entre geradores síncronos (capacitores série) e ao controle e redução de perturbações harmônicas provocadas por instalações elétricas geradoras de harmônicas (filtros de harmônicas, série ou paralelo), como no caso de conversores estáticos de freqüência, cargas perturbadoras do tipo fornos a arco, laminadores, etc.

Dentre os diversos tipos citados, nos concentraremos no caso de bancos de capacitores em derivação, em que o número de unidades capacitivas em série normalmente é definido de forma a atender às suportabilidades dielétricas das unidades capacitivas C_u , nos regimes permanente, temporário e transitório, através da divisão de tensão entre elas.

O número de suas unidades em paralelo, por conseqüência, se define com base no atendimento ao montante de potência reativa requerido na tensão nominal, ou seja, com base na capacitância total do banco C_t .

O montante de potência reativa requerida está sempre associado a um valor de tensão, porque,

$$Q = V^2 \cdot Y_c \quad (1.2.2)$$

sendo Q , a potência reativa requerida, V a tensão a ele aplicada e Y_c a admitância capacitiva do banco, expressa por

$$Y_c = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot C_t \quad (1.2.3)$$

com f sendo a freqüência da tensão aplicada e C_t , a capacitância total do banco.

Um outro aspecto importante está vinculado à escolha do tipo ou esquema de ligação utilizados nos bancos de capacitores, a saber [1, 2, 3]:

- Estrela aterrada ou isolada;
- Dupla estrela aterrada ou isolada;
- Delta;
- Duplo delta;
- Ponte H, aterrada ou isolada.

A escolha do tipo ou esquema de ligação a ser usado num banco de capacitores, sobretudo os de grande porte depende, principalmente, do tipo de aterramento do sistema onde ele será conectado.

A influência do tipo de aterramento do sistema pode conduzir, sobretudo por razões econômicas, à escolha de um ou outro tipo ou esquema de ligação dos bancos de capacitores.

Os esquemas de ligação em delta são pouco utilizados e, quando muito, são aplicados a sistemas na classe de tensão de 2,4 kV, por razões econômicas.

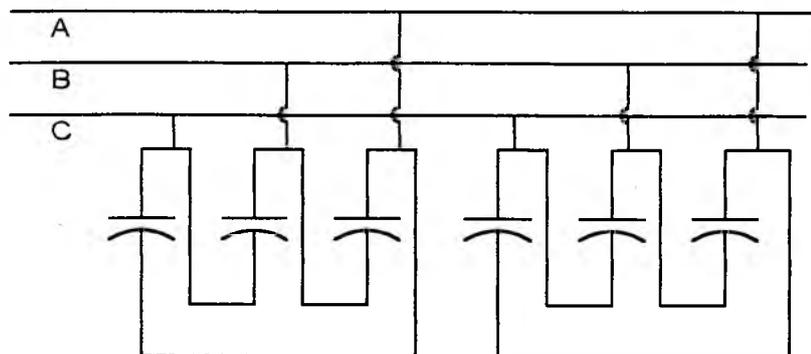
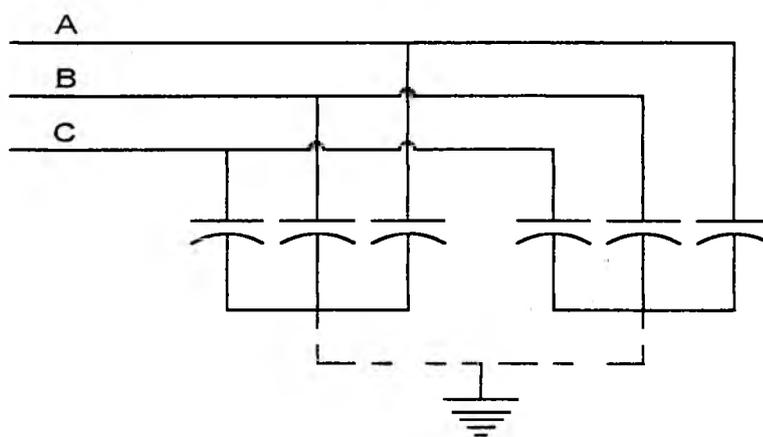


Figura 1.2.2 – Esquema de Ligação de Bancos de Capacitores – Duplo Delta

Os esquemas de ligação em estrela aterrada e estrela isolada, com suas variações (dupla estrela, ponte H), são os mais freqüentemente usados em sistemas de potência; os primeiros em sistemas efetivamente aterrados e os últimos, tanto em sistemas aterrados quanto isolados.



*Figura 1.2.3 – Esquema de Ligação de Bancos de Capacitores –
Dupla Estrela Isolada/Aterrada*

No caso do esquema em estrela aterrada têm-se, como vantagens principais:

- a) Serem praticamente auto-protegidos contra frentes de onda íngremes, que normalmente acompanham os surtos de origem atmosférica;
- b) Tenderem a proporcionar valores menores de tensão transitória de restabelecimento de seus disjuntores, pelo fato de sua tensão de neutro ser fixa.

Como desvantagens principais, enumera-se:

- c) Possibilidade de interferência em circuitos de comunicação, devido a circulação de corrente de altas freqüências, para a terra;
- d) Possibilidade de atuação indevida da proteção de sobrecorrente do banco, nos casos de correntes de energização com baixo amortecimento;

Necessidade de instalação de equipamentos limitadores de corrente de “inrush”, como indutores ou resistores série, para reduzir possibilidades de danificação de cargas secundárias dos transformadores de corrente (TC).

No caso do esquema em estrela isolada, as principais vantagens seriam:

- e) Não provocar interferências nos circuitos de comunicação;
- f) Baixa possibilidade de atuação indevida da proteção de sobrecorrente do banco, nos casos de energização;
- g) Dependendo do porte dos bancos e do número de bancos em paralelo no mesmo barramento, menores possibilidades de danificação de cargas secundárias dos transformadores de corrente, nos casos de não utilização de indutores ou resistores limitadores de corrente.

Como desvantagens, pode-se citar:

- h) A necessidade de utilização de isolamento pleno no banco, ou seja, classe de isolamento do neutro igual à classe de isolamento da fase, o que pode se tornar dispendioso, nos casos de bancos em tensões mais elevadas;
- i) Necessidade de uso de disjuntores com maiores suportabilidades à tensão transitória de restabelecimento, quando de sua operação de abertura, em decorrência da flutuação de tensão do neutro.

Os esquemas de ligação derivados destes, quais sejam, dupla estrela aterrada ou isolada, foram concebidos para facilitar a identificação de unidades capacitivas falhadas, através do uso da proteção de detecção de desbalanço.

A finalidade dessa proteção, chamada proteção de segunda linha, é evitar que a falha de algumas unidades capacitivas do banco conduzam, por sobretensão excessiva e permanente nas unidades remanescentes, à danificação em cascata do conjunto.

Neste tipo de proteção diferencial, a falha de unidades capacitivas em um dos ramos paralelos proporciona uma circulação de corrente para a terra ou neutro diferente do que se obteria sem unidades falhadas.

A comparação dessas correntes origina o que se chamou de corrente de desbalanço, associada ao desbalanço de impedância capacitiva entre os dois braços do banco, em cada fase.

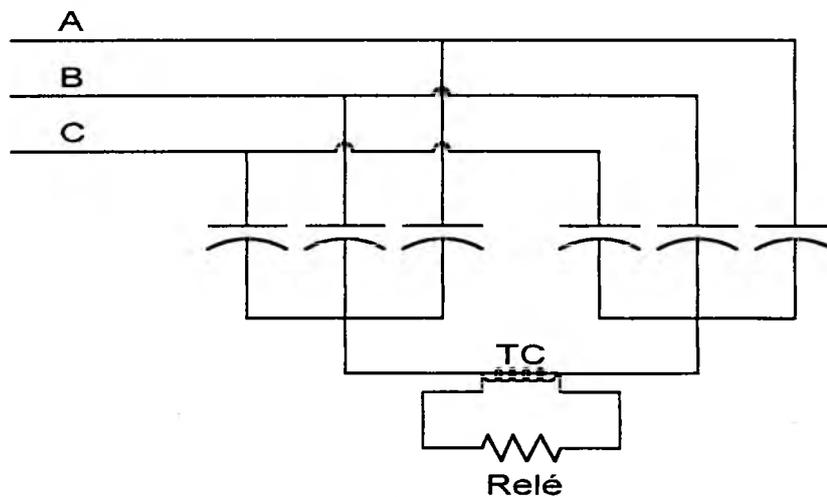


Figura 1.2.4 – Proteção Corrente de Desbalanço em Esquema Estrela Isolada

A chamada proteção de primeira linha é constituída de elos fusíveis em série com as unidades capacitivas, que podem ser internos (dentro das unidades capacitivas) ou externos.

A partir da adoção de fusíveis internos, em substituição aos fusíveis externos, a detecção de falha de elementos capacitivos teve uma significativa melhoria, sobretudo no que se refere à segurança, evitando a explosão das unidades capacitivas, que era uma preocupação constante no esquema de fusíveis externos.

Nesta nova concepção, cada elemento interno da bobina capacitiva é protegido com um pequeno fusível, permitindo retirá-lo do circuito por ocasião de sua queima.

Por outro lado, em caso de falha de fusíveis internos, a corrente de desbalanço é muito pequena, de difícil deteção em esquemas de proteção tradicionais (Figura 1.2.4), cuja característica se baseia na falha de uma unidade capacitiva completa.

Criou-se, então, uma variação de esquema de ligação, chamado de Ponte H (Figura 1.2.5), que consiste na utilização de um TC entre os dois braços da estrela, localizado próximo ao meio do conjunto de unidades série-paralelo do banco, permitindo maior precisão na identificação das correntes de desbalanço, a despeito de seu maior custo, por estar ligado a terminais de tensões mais elevadas.

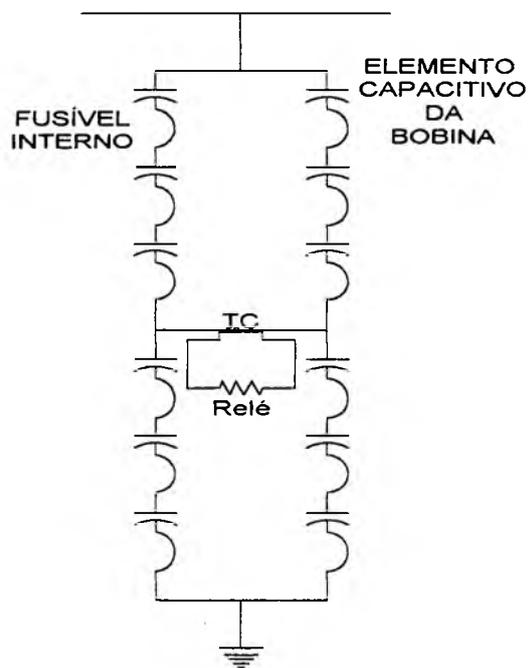


Figura 1.2.5 – Esquemático de um Braço de uma Ponte H Aterrada

Obviamente existem outros esquemas de proteção de unidades capacitivas, baseados na deteção da tensão resultante da corrente de desbalanço ou na sobretensão medida através das unidades, cujo detalhamento não é objeto desse trabalho.

1.3 Características das Unidades Capacitivas

As unidades capacitivas são também formadas por associação série-paralela de capacitores, função de sua potência e do projeto de cada fabricante.

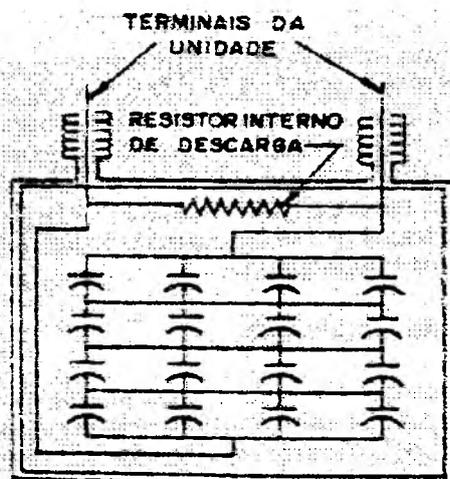


Figura 1.3.1 – Desenho Esquemático de uma Unidade Capacitiva [1]

Usualmente são constituídas por bobinas com isolamento papel-filme ou filme, impregnados em óleo biodegradável, intercaladas com folhas de alumínio, que executam a função de eletrodos.

A tendência atual é utilizar filme termoplástico como isolante interno, por apresentar um melhor desempenho térmico, por redução das perdas dielétricas.

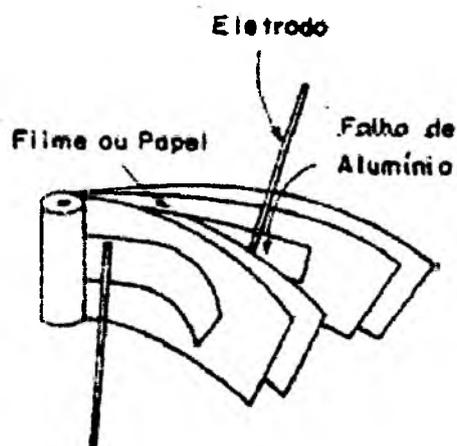


Figura 1.3.2 – Formação da Bobina Capacitiva [1]

Na prática, cada fabricante padroniza suas unidades capacitivas em faixas de potência e tensão, podendo variar de 150 a cerca de 1.200 kVAr, com tensões entre 1 e 20 kV, função de critérios econômicos.

Com isso, um banco de capacitores da ordem de 100 MVar em 230 kV, pode ser formado por uma composição de 16 unidades série e 4 unidades paralelas, com potência nominal da unidade de 520 kVAr, com tensão nominal de 8,3 kV, para um dado fabricante ou uma composição de 18 unidades série e 3 unidades paralelas, com potência nominal da unidade de 680 kVAr, com tensão nominal 7,76 kV.

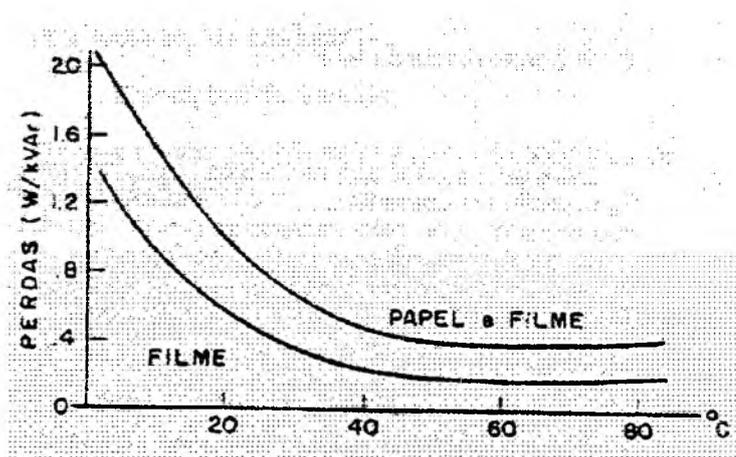


Figura 1.3.3 – Comparação Relativa entre Perdas Dielétricas de Isolante em Papel e Filme Termoplástico, Função da Temperatura [1]

Existem vários aspectos que podem ser responsáveis pela degradação e redução da vida útil das unidades capacitivas, alguns dos quais é possível haver um razoável controle das condições que as impõe, na medida em que se conhece melhor o comportamento dielétrico de seu sistema isolante interno e das variáveis que os afetam.

À exceção do envelhecimento natural dos materiais com o tempo e com a temperatura ambiente, que podem produzir degradação natural do sistema isolante interno, outros aspectos dominantes são função de condições elétricas e dielétricas adversas de serviço, para as quais esses elementos deverão estar aptos a suportar.

Na essência, essas condições estão associadas a:

a) Sobrecarga de corrente, em regime permanente e contínuo, devido a sobrecargas de potência, ocasionadas pela composição das componentes de frequência fundamental e suas componentes harmônicas;

b) Condições de tensão impostas, acima de sua capacidade nominal, aplicadas continuamente.

É um processo degenerativo;

c) Condições de tensão elevada, impostas durante um certo tempo (sobretensões temporárias), acima de determinados valores, acelerando seu envelhecimento.

Também é um processo degenerativo;

d) Condições de correntes transitórias de elevado valor, em uma frequência de ocorrência acima da suportável.

Podem conduzir à danificação dos eletrodos, afetando a distribuição de campo elétrico e, por consequência, adicionando componentes de envelhecimento em pontos internos das unidades capacitivas, por sobre-aquecimento (pontos quentes);

e) Condições de sobretensão transitória elevada (picos de tensão), em uma frequência de ocorrência (aplicações) acima da suportável.

Provoca problemas similares aos mencionados em (c), além de poder conduzir à ruptura imediata do isolamento, em somente uma aplicação.

Nesse trabalho estaremos nos concentrando nos aspectos citados nos itens (c) e (e), por estarem diretamente relacionados à questão da suportabilidade a sobretensões dos bancos de capacitores, objeto desse trabalho. Todos os demais aspectos, embora de igual importância no dimensionamento das unidades capacitivas, não fazem parte de seu escopo e, por consequência, não serão aqui tratados.

CAPÍTULO 2

INFORMAÇÕES DISPONÍVEIS SOBRE A SUPORTABILIDADE DIELÉTRICA DAS UNIDADES CAPACITIVAS

2.1 Introdução

Quando se decide instalar bancos de capacitores em sistemas de alta tensão, dois tipos de problemas merecem investigação, quais sejam:

- a) Em que situações a interação desses bancos com o sistema de transmissão associado poderá produzir efeitos indesejáveis aos demais equipamentos existentes na subestação onde serão instalados e nas subestações vizinhas, quando de suas manobras durante o ciclo de carga, ao longo de sua vida útil;
- b) Em que situações a interação desses bancos com o sistema de transmissão associado poderá produzir solicitações elétricas e dielétricas indesejáveis às suas próprias unidades capacitivas, ao longo de sua vida útil.

Do lado do comportamento dielétrico, por se tratar de sistemas de estruturas isolantes complexas, construídas segundo projetos que dependem da tecnologia de cada fabricante (distribuição de campo elétrico, forma dos eletrodos, arrefecimento, etc.), só se dispõe de informações gerais sobre suas suportabilidades.

Estas informações são sintetizadas através de curvas de tensões suportáveis versus tempo, vez por outra fornecidas por um ou outro fabricante [2, 4], valores recomendados por normas pertinentes [5, 6], limitadas a um certo número de aplicações que, face a diversidade de fabricantes, estabelecem limites mínimos aceitáveis que atendam a todos aqueles comercialmente disponíveis.

Além delas, somente informações de ensaios específicos de laboratório, publicados na literatura técnica [7, 8, 9, 10], que podem permitir uma avaliação aproximada da expectativa de suportabilidade às solicitações impostas na operação real, com baixa probabilidade de redução significativa de vida útil da estrutura isolante.

Se bem interpretadas, este conjunto de informações poderá servir como um bom subsídio na elaboração de critérios de avaliação da suportabilidade desses equipamentos, ao longo de sua vida útil; se mal utilizadas, não passarão de números cuja aplicação perdem o significado.

Do outro lado, está o levantamento das solicitações dielétricas impostas pelo sistema de transmissão, ou seja, das sobretensões que surgem como resposta às variações de tensão e corrente na rede, provocadas pelos transitórios de manobra dos bancos de capacitores.

O mencionado levantamento é feito através de simulações analógicas (Transient Network Analyser) ou digitais (programas de transitórios eletromagnéticos), modelando detalhadamente a topologia da rede de transmissão, os equipamentos e barramentos da subestação onde eles serão instalados e os parâmetros elétricos dos bancos de capacitores propriamente dito, quais sejam suas capacitâncias, resistências equivalente das perdas dielétricas, resistores de descarga, variação de capacitância com temperatura de serviço, etc. [11 a 18].

No Brasil, a preocupação em realizar estudos de transitórios de manobra de bancos de capacitores, teve seu grande impulso no período entre 1973 e 1981 [19 a 23].

Contudo, no aspecto *isolamento* ela se limitava, e até hoje se limita, a avaliar os valores máximos de sobretensões de manobra, pesquisando aqueles que pudessem romper o isolamento em um ou poucas aplicações.

Pouca ou nenhuma preocupação envolvia a avaliação das sobretensões temporárias, que eram deixadas aos cuidados dos fabricantes, cuja experiência em estudos de sistemas de potência era praticamente nenhuma.

Por outro lado, aspectos vinculados a sobrecorrentes transitórias, que poderiam estressar outros equipamentos, sobretudo enrolamentos secundários de transformadores de corrente, contatos de disjuntores, bem como sobretensões, inclusive temporárias, que pudessem afetar a capacidade de dissipação de energia de supressores de surto (para-raios), quando da manobra desses bancos de capacitores, eram tratados com veemência.

A partir do grande impulso dado à eletrônica de potência (década de 70), o interesse foi direcionado a equipamentos de compensação reativa controlada a tiristores (compensadores estáticos), que permitia um controle automático da tensão nos barramentos.

Adicionalmente, eles podiam prover inserção contínua de potência reativa, em contrapartida à inserção discreta, proporcionada pelos bancos de capacitores tradicionais, manobrados através de disjuntores [24, 25].

O retorno da compensação reativa não controlada (bancos de capacitores em derivação) aconteceu a partir dos anos 90, quando a evolução tecnológica da fabricação de unidades capacitivas foi tal a permitir instalações a níveis de alta e até extra-alta tensão, com custos bastante competitivos, quando comparados aos equipamentos de compensação reativa controlados a tiristores.

Aliou-se a isso, a redução da capacidade financeira no Setor Elétrico Brasileiro, que incentivou seu uso como solução alternativa de baixo custo, na postergação de investimentos nos sistemas de transmissão, por curtos períodos de tempo.

Com relação aos critérios de avaliação das suportabilidade dielétrica das unidades capacitivas, algumas dúvidas ainda permanecem quando de sua utilização.

Uma destas questões, talvez a mais significativa, está vinculada às sobretensões temporárias pouco amortecidas, impondo solicitações dielétricas ao sistema isolante das unidades capacitivas com uma certa duração, aplicada com grande frequência à esses equipamentos, devido às manobras diárias dos bancos de capacitores [18, 39, 40].

Mesmo algumas recomendações de norma, apoiadas em resultados de ensaios de fabricantes, se tornaram bastante restritivas entrando em choque, por vezes, com o que é requerido durante a operação real (número de manobras diárias).

Neste particular, uma das maiores dificuldades se deve à grande diversidade de situações encontradas na operação real, ficando bastante complicado representá-las a nível de ensaio laboratorial.

Isso ocorre porque a resposta elétrica de cada sistema é muito dependente de características locais (amortecimentos, diversos valores de frequência predominantes, ressonâncias, etc.).

Um exemplo disso se refere à chamada Suportabilidade de Curta Duração prescrita em normas [3], que se trata de uma curva inversa V versus t , cujos valores permissíveis estariam limitados a 300 (trezentas) aplicações, ao longo da vida útil.

A referência [40] mostra que, pelas informações das 47 empresas usuárias de bancos de capacitores ao redor do mundo, existe uma probabilidade de até 90% de haverem até 720 manobras/ano de fechamento e abertura de bancos de capacitores.

Isto requer uma compreensão do que esses limites significam e uma compatibilização entre eles e as situações reais existentes durante a operação, sem que restrições operativas sejam previamente definidas.

2.2 Informações Disponíveis para o Estabelecimento de Critérios de Avaliação da Suportabilidade Dielétrica das Unidades Capacitivas

Com relação às informações disponíveis, pode-se dizer que elas se concentram, basicamente, nas recomendações de norma, apresentadas através de tabelas de valores máximos permissíveis de tensão, sem redução de vida útil, do tipo das Tabelas 2.2.1 e 2.2.2.

As informações formalmente disponibilizadas pelos fabricantes, durante as fases de consultas, são similares aos valores recomendados por norma, embora se saiba que, para a maioria deles, os materiais e tecnologia atualmente utilizados permitiriam disponibilizar valores superiores aos valores normalizados [7, 8, 9].

Para ilustrar os pontos mencionados, primeiramente apresenta-se abaixo, duas tabelas com valores de suportabilidade recomendados pela referência [5], para sobretensões transitórias e sobretensões de curta duração (V_{xt}):

Número de Transitórios por Ano	Valor Máximo Permissível (pu da tensão nominal)
40	4,0
400	3,4
4.000	2,9

Tabela 2.2.1 – Sobretensões Transitórias Máximas Admissíveis [5]

Duração	Sobretensão Máxima (pu) (*)
15 ciclos	2,00
1 seg.	1,70
15 seg.	1,40
1 min.	1,30
30 min.	1,25

Tabela 2.2.2 – Sobretensões Máximas Admissíveis, de Curta Duração [5]

(*) – Estes valores (sem perda de vida útil) correspondem a sobretensões de 60 Hz, não incluídas harmônicas e estão associadas a um número combinado de ocorrências menores do que 300 vezes, durante a vida útil. Também estão associadas a temperaturas abaixo de zero graus Celsius, podendo ser superiores para temperaturas elevadas, segundo recomendação dos fabricantes.

A referência [6] apresenta valores mais severos, para a Tabela 2.2.1 e somente alguns valores da Tabela 2.2.2, para durações até 1 minuto.

O conteúdo da Tabela 2.2.1 nos informa que valores máximos de sobretensão transitória, limitados àqueles recomendados, poderiam ser aplicados às unidades capacitivas várias vezes ao ano, sem risco de danificação ou redução de vida útil.

Como não menciona a duração do transitório, deduz-se tratar de um pico instantâneo de tensão, associado à cada aplicação. E é desta forma que tem sido considerado até hoje, entre os especialistas no assunto.

Por exemplo, durante as energizações de um banco de capacitores, o pico transitório de tensão obtido não deverá exceder 4,0 vezes (4,0 pu) do valor de crista da tensão nominal da unidade capacitiva desse banco.

Além disso, os valores dessa ordem de grandeza não deverão ocorrer mais do que 40 vezes ao ano, limitando o número de energizações anuais, se for o caso.

A Tabela 2.2.2 apresenta valores máximos de sobretensões chamadas de “sobretensões de curta duração”, limitados a uma duração especificada (curva inversa). A forma de onda, considerada nessa recomendação, é puramente senoidal, contendo somente a componente a frequência fundamental.

Além disso, todos os eventos combinados, que gerem solicitações daquela ordem de grandeza, não podem ocorrer mais do que 300 vezes na vida útil. Entenda-se como eventos combinados todos aqueles que, de alguma maneira, estressam a unidade capacitiva de um dado banco de capacitor, mesmo que não seja ele o elemento que esteja sendo manobrado.

Por exemplo, se durante energizações de um banco de capacitores, um valor de sobretensão fracamente amortecido for da ordem de 1,7 pu e sua duração for da ordem de 1 segundo, ela só será aceitável se o evento que a gerou não ocorrer mais do que 300 vezes em sua vida útil.

E se, nessa situação, for necessário energizar esse banco diariamente (365 ocorrências anuais)?

E se houver mais de um banco de capacitores na mesma subestação, estressado pela energização do primeiro (eventos combinados)?

Seria realmente necessário alterar a estrutura dos bancos, aumentando o número de unidades série-paralelo ou aplicando equipamentos adicionais, para satisfazer a essa condição?

Seria plausível impor restrições operativas, do tipo restringir o número anual de energização, para cada um deles?

Estas perguntas levam, necessariamente a outra do tipo:

Estaria sendo correto aplicar esses valores diretamente, sem qualquer ponderação quanto sua relação com fenômenos físicos de interrupção e de desenvolvimento de descargas parciais, que poderiam produzir envelhecimento em seu sistema dielétrico?

Como se percebe, sem uma ponderação sobre as informações disponibilizadas pelas normas e pelos fabricantes, antes de estabelecer um critério de avaliação consistente, corre-se o risco de tomar decisões que possam redundar em aumento do custo do equipamento ou na imposição de restrições operativas desnecessárias.

Os processos de interrupção que se deseja evitar nos equipamentos, são provocados por intensidades de campo elétrico muito elevadas, devidas a sobretensões transitórias de muito curta duração ou processos cumulativos de envelhecimento prematuro da estrutura dielétrica, ocasionados por aplicação de campos elétricos de menor intensidade, com maior duração.

Eles são agravados ainda mais pelo efeito combinado de aplicação de campo elétrico com elevação de temperatura (instabilidade térmica), apresentando um comportamento não linear tão complexo que só é possível garantir um projeto confiável de toda a estrutura interna, através de ensaios de laboratório realizados em componentes reais, a despeito das limitações desses laboratórios.

Dentre os fatores mais importantes, que limitam a aplicação de sobretensões de diversos tipos e durações, sobretudo as do tipo sobretensões temporárias, situa-se o problema do início de descargas parciais (PDIV – Partial Discharge Inception Voltage) e de sua extinção (PDEV – Partial Discharge Extinction Voltage).

Esse problema está diretamente ligado ao campo elétrico máximo permissível de ser aplicado ao dielétrico mais frágil que, no nosso caso, corresponde à fina camada de óleo isolante (filme de óleo), que se localiza entre os enrolamentos de isolante sólido das bobinas das unidades capacitivas.

Pequenas disrupções no isolante líquido permitem que o isolante sólido seja estressado, iniciando um processo cumulativo de degradação do sistema dielétrico.

Nos últimos 30 anos, muitas pesquisas foram desenvolvidas nessa área originando a aplicação de novos tipos de isolantes, tanto sólido quanto líquido, bem como a otimização do projeto das estruturas internas das unidades capacitivas (formas de eletrodos, terminações de eletrodos, etc.), que permitiram reduzir concentrações de campo elétrico em partes específicas do enrolamento [8,9].

Para se ter uma idéia da evolução nessa área, para os sistemas dielétricos hoje utilizados, é permissível uma intensidade de campo elétrico média da ordem de 65 kV/mm, em contrapartida a valores da ordem de 18 kV/mm, considerados em projetos no passado.

Isto permitiu a confecção de unidades capacitivas de maior potência e maior de tensão nominal, com tamanhos bastante reduzidos, quando comparados àqueles obtidos em projetos anteriores.

Dessa forma, percebe-se que o par de variáveis *sobretensão versus duração*, envolvido diretamente nos processos de falha dielétrica dos isolantes das unidades capacitivas, transferem-se para os processos de disrupção ou envelhecimento dos dielétricos através da intensidade de campo elétrico ($E = -grad V$) responsável pelo início e final do processo de descargas parciais internas (PDIV e PDEV).

Essa compreensão permite tratar as informações advindas de recomendação de normas e de fabricantes, de maneira compatível com o processo físico que está em jogo.

CAPÍTULO 3

COMPORTAMENTO DIELÉTRICO DOS SISTEMAS ISOLANTES UTILIZADOS NAS UNIDADES CAPACITIVAS

3.1 Introdução

Neste Capítulo serão apresentados alguns conceitos relativos ao comportamento dielétrico dos sistemas isolantes sólido-líquido, que são utilizados nas unidades capacitivas.

Estes sistemas isolantes são compostos de papel-óleo, papel-filme-óleo e filme-óleo; face a maior disponibilidade de informações sobre o primeiro deles, a discussão será nele concentrada.

Isso em nada denigra a qualidade das informações apresentadas, visto que todos eles apresentam um comportamento geral similar.

3.2 Mecanismos de Falha Dielétrica

Em todo o conceito de falha dielétrica está sempre envolvida a relação entre o estresse e a suportabilidade, intimamente ligado ao conceito de solitação elétrica.

A solitação elétrica a que um isolante está submetido é definida, então, como a força F a que é submetida uma carga unitária q , quando a ela é imposto um campo elétrico E .

A razão básica de definir *solicitação* nestes termos é que, sob a ação de uma força F , partículas carregadas adquirem energia cinética que pode chegar a um nível tal a levar à ruptura do isolante, por bombardeamento, originando a condução.

Desta forma, a tensão entre dois pontos do dielétrico é igual ao trabalho realizado para mover uma carga unitária entre eles, ou seja,

$$V = -\int_1^2 E \cdot dx \quad (3.2.1)$$

O campo elétrico E , responsável pela ação desta força, seria dado por,

$$E = -\frac{dV}{dx} \quad (3.2.2)$$

ou seja, a *solicitação elétrica* pode ser numericamente associada ao gradiente de potencial imposto entre esses dois pontos e sua *suportabilidade*, ao valor do campo elétrico máximo que ele suporta, sem haver *disrupção*.

3.3 Constituição do Isolamento Interno da Unidade Capacitiva

Quantitativamente, a definição dessa suportabilidade é bastante complexa, pois depende de fatores diversos, que podem afetar tanto a distribuição do campo elétrico quanto outras condições associadas à *disrupção*, como temperatura, pressão, material dielétrico utilizado, disposição física dos eletrodos (projeto específico), formas de onda, presença de impurezas no dielétrico, assim como as condições de serviço a que eles estarão sujeitos ao longo de sua operação [3].

Desde o passado até os dias atuais, tem sido utilizado isolamento misto, composto de papel, papel combinado com filme termoplástico (polipropileno) ou somente filme termoplástico, impregnados em óleo isolante de diversos tipos; os eletrodos geralmente são constituídos de folhas finas de alumínio.

As bobinas capacitivas são formadas enrolando-se o isolante sólido às folhas de alumínio (eletrodos), formando bobinas cilíndricas ou cilíndricas achatadas.

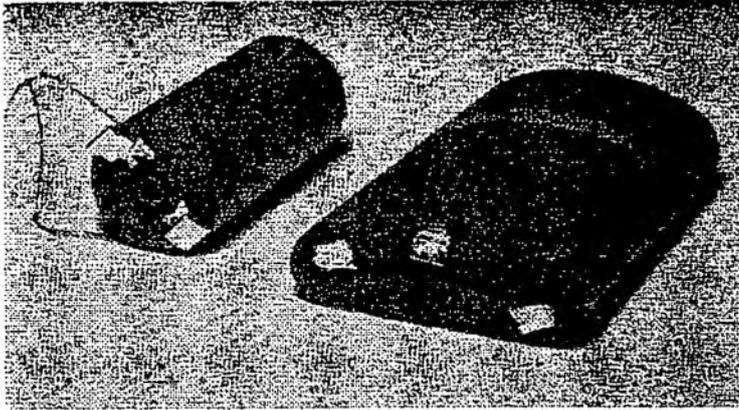


Figura 3.3.1 – Bobinas Capacitivas [3]

As conexões são feitas nas folhas de alumínio, através de derivações ("taps"), inseridos em intervalos determinados ao longo do comprimento de cada eletrodo.

Um óleo de baixa viscosidade, que não atua somente como meio dielétrico, mas também como meio de arrefecimento ao circular, por convecção, entre os espaços das espiras de isolante sólido, é utilizado nesse conjunto.

Os projetos são desenvolvidos de forma que o caminho térmico entre os pontos quentes esperados e a caixa, sejam os menores possíveis, permitindo uma adequada dissipação do calor gerado, evitando problemas de instabilidade térmica.

Tudo isso foi derivado de evoluções obtidas por desenvolvimentos ocorridos na área de materiais elétricos, e de pesquisas sustentadas por ensaios laboratoriais ocorridos no passado, ainda utilizando a estrutura de papel isolante impregnado com diversos tipos de óleo [3].

3.4 – Características de Falhas de Isolamento de Isolantes Mistos

Isolantes mistos, líquido-sólido, são largamente utilizados em isolamentos de transformadores, bancos de capacitores e cabos elétricos de alta tensão.

Compostos de papel, filme termoplástico ou associação de ambos, impregnados em óleo, dependendo do tipo de aplicação (transformadores ou unidades capacitivas, por exemplo) apresentam, em sua essência, o mesmo tipo de filosofia de aplicação, qual seja, aproveitar o melhor das características dielétricas dos isolantes sólidos, combinadas com a flexibilidade no que se refere a ocupação de espaços e capacidade de resfriamento térmico, proporcionadas pelo óleo isolante.

Na ausência de sobretensões transitórias elevadas, que causem imediata ruptura do isolamento, a falha dos dielétricos mistos líquidos-sólidos normalmente é devida à deterioração gradual, originada por sobretensões temporárias ou permanentes, que resultam no aumento das perdas de energia nos dielétricos (perdas dielétricas), na redução da vida útil e, por fim, em sua falha [3].

Para um campo elétrico aplicado, diferentes tipos de deterioração podem estar presentes simultaneamente e suas magnitudes relativas dependem da natureza dos isolantes sólidos e líquidos utilizados, do tipo de solicitação (ca ou cc), da temperatura de serviço, da homogeneidade da estrutura dielétrica, etc.

Basicamente pode-se considerar dois tipos principais de deterioração que são responsáveis pela falha de dielétricos líquidos-sólidos:

- Deterioração devida a descargas internas (descargas parciais);
- Deterioração eletroquímica.

3.4.1 – Deterioração Devido às Descargas Internas (Descargas Parciais)

Se as partes constituintes do dielétrico composto, têm diferentes suportabilidades então, na medida em que a solitação cresce, a falha dielétrica ocorrerá naquele dielétrico que tiver a menor suportabilidade.

Se a falha não redunde em perda total imediata das características dielétricas e sim em falhas parciais localizadas, costuma-se denominá-las de descarga.

Usualmente as descargas significam falhas dielétricas nas partes em que se desenvolveram gases ou nos dielétricos sólidos contendo inclusões de gases, originadas, por exemplo, por excesso de umidade.

Segue-se dessa definição que *“em campos uniformes aplicados a dielétricos homogêneos, não devem ocorrer descargas, a menos que a homogeneidade seja quebrada pela solitação aplicada”*.

Essa afirmação pode ser analiticamente representada pela chamada *Lei Clássica de Envelhecimento*, apresentada abaixo [26].

$$V^n \cdot t = C, \quad (3.4.1.1)$$

onde V é a tensão de teste aplicada, t é o tempo até a falha ou final da vida útil do isolamento, n e C são parâmetros constantes indefinidos, dependentes do dielétrico.

Essas descargas, nos dielétricos orgânicos líquidos-sólidos, produzem deterioração gradual devido a:

- Desintegração nos dielétricos sólidos, sob bombardeamento por elétrons e íons gerados pelas descargas;

- Ações químicas nos dielétricos, dos produtos da ionização dos gases;
- Altas temperaturas (pontos quentes localizados) na região das descargas.

Nestes dielétricos orgânicos, mesmo com alta estabilidade química, descargas através das bolhas de gás eventualmente presentes, são perigosas por causa do forte aquecimento localizado por elas produzido, que podem impor estresses mecânicos no material, conduzindo à formação de fissuras e levando a outras falhas dielétricas através dessas fissuras.

Essas inclusões de gases podem surgir como consequência da formação de bolhas de gás nas proximidades do isolante sólido, durante a aplicação de um campo elétrico superior àquele de início das descargas parciais, durante um certo tempo.

A Figura 3.4.1.1 [3] mostra, de forma esquemática, como seria o comportamento do potencial aplicado à estrutura isolante líquido-sólido, quando existe a inclusão de bolhas de gás.

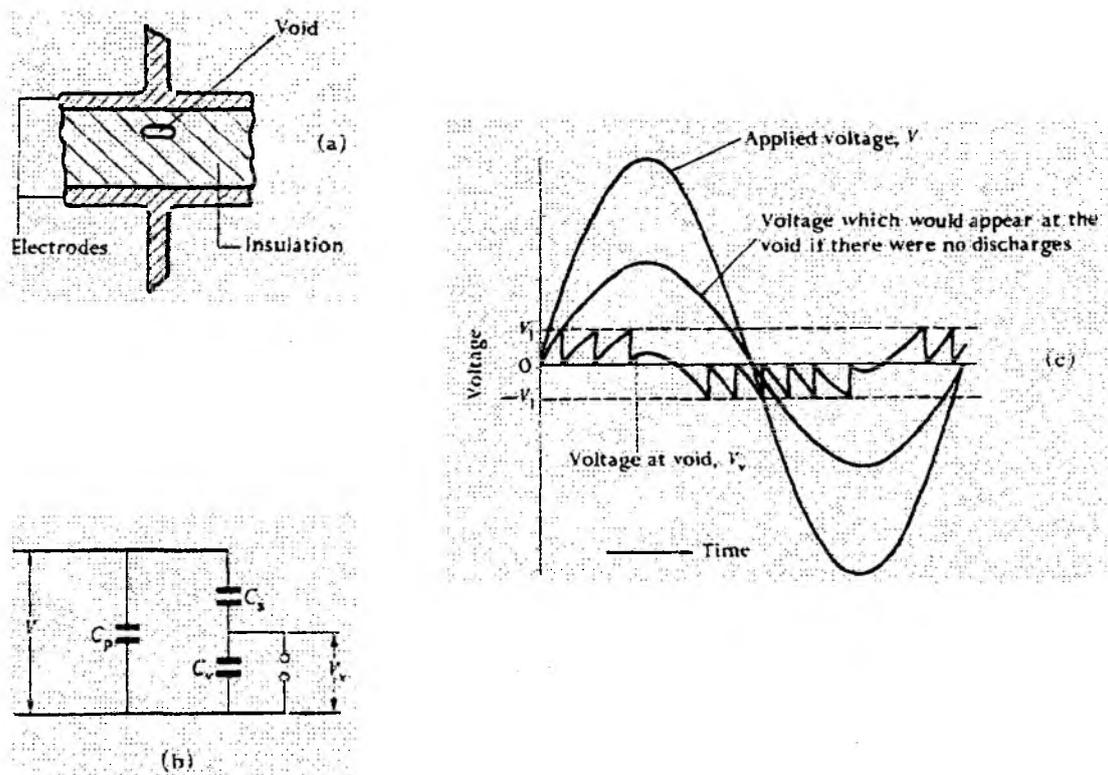


Figura 3.4.1.1 – Comportamento do Potencial Aplicado a uma Bolha, num Dielétrico [3]

A intensidade de campo elétrico E_b numa bolha de gás, que está imersa em um líquido de permissividade elétrica ε_1 é dada por [3]:

$$E_b = \frac{3 \cdot \varepsilon_1 \cdot E_i}{2 \cdot \varepsilon_1 + 1}, \quad (3.3.1.2)$$

onde E_i é o campo elétrico no líquido, na ausência de bolhas .

Quando essa mesma intensidade de campo elétrico E_i é reaplicada ao dielétrico contendo uma bolha de gás já formada pela descarga anterior, novas descargas serão originadas nessa bolha decompondo as moléculas de óleo, resultando em formação adicional de gases e rápido crescimento da bolha.

A medida em que a bolha permanece no dielétrico, a intensidade de campo elétrico mínima necessária a provocar novas descargas (suportabilidade) se reduz, atingindo valores inferiores àqueles nominais do dielétrico (E_i).

Contudo, ao permanecer o dielétrico em repouso, um tempo suficiente para que as bolhas de gás se dissolvam no óleo, o dielétrico restabelece *virtualmente* sua intensidade inicial de campo elétrico suportável, ou seja, aquela antes do início das descargas.

Embora aparentemente restabelecido, os danos produzidos no dielétrico são permanentes e se manifestam pelo crescimento das perdas dielétricas.

“Investigações desenvolvidas em papel impregnado em óleo, usado em isolamentos de unidades capacitivas indicaram que, descargas mesmo durante um curto espaço de tempo (15 minutos) num capacitor resultam, após um subsequente período de repouso, em um significativo aumento da dependência do ângulo de perdas ($\tan \delta$) com o estresse de campo elétrico, o que pode ser explicado pela produção de impurezas iônicas” [3].

Resultados de testes de vida útil, conduzidos em unidades capacitivas com dielétrico do tipo papel impregnado em óleo mostraram que, se descargas parciais estão presentes na aplicação da tensão nominal de operação, então falhas de isolamento são esperadas em um tempo bastante inferior ao da vida útil considerada [3], tempo este que é função da relação entre a tensão aplicada e a tensão de início de descargas parciais [7].

A Figura 3.4.1.2 [3] mostra este comportamento onde, após um período de descarga, o ângulo de perdas cresce rapidamente, no período subsequente.

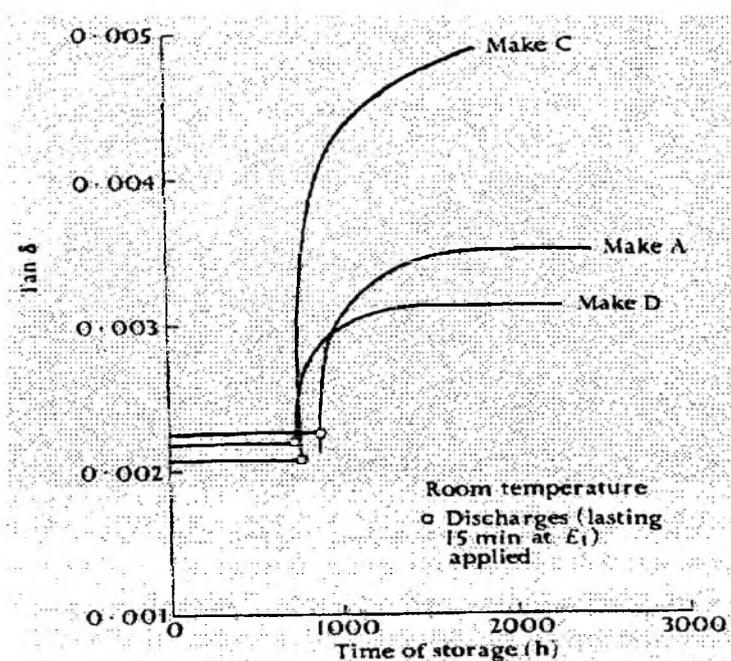


Figura 3.4.1.2 – Efeito de 15 min. de Descargas na Tensão E_i (PDIV),
com Subseqüente Efeito sobre as Perdas Dielétricas ($\tan \delta$) [3]

3.4.2 – Deterioração Eletroquímica

Os íons liberados pela corrente nos eletrodos, podem conduzir à danificação do isolamento, cujo grau depende da natureza dos íons transportados e de suas reações químicas com o isolamento.

Este tipo de deterioração, referida como deterioração eletroquímica, ocorre com excitações ca ou cc, e é uma das causas de falha de dielétricos líquidos-sólidos, do tipo papel impregnado, sendo coberto pelas recomendações de normas [5, 6], através da amplitude máxima (valor instantâneo) da corrente transitória permissível e a frequência em que ela deve ocorrer, ao longo de sua vida útil; não leva em conta sua duração.

De acordo com a teoria de Garton [27], a presença de íons nos filmes de óleo impregnante, entre as bobinas do dielétrico sólido, resulta em variação do ângulo de perdas ($\tan \delta$), com a tensão aplicada.

Esta variação é possível de ser calculada através de fórmulas por ele desenvolvidas, levando em conta a intensidade de campo elétrico e sua frequência, espessura do filme de óleo impregnante, sua permissividade elétrica, carga iônica, etc.

A teoria de Garton fornece a seguinte expressão, para avaliar a redução da $\tan \delta$ (aumento das perdas dielétricas) com a solicitação elétrica aplicada:

$$\tan \delta_i = \frac{8 \cdot e \cdot \mu \cdot N}{\varepsilon \cdot \omega} (\omega \cdot \tau - \sin \omega \cdot \tau \cdot \cos \omega \cdot \tau), \text{ onde} \quad (3.4.2.1)$$

$$\omega \cdot \tau = \cos^{-1} \left(1 - \frac{\omega \cdot d}{\mu \cdot E} \right)$$

E = intensidade de campo elétrico (valor de crista),

ω = frequência do campo elétrico aplicado,

d = espessura dos filmes de óleo impregnante entre espiras de isolante sólido,

ε = permissividade elétrica do óleo impregnante,

μ = mobilidade dos íons no óleo impregnante,

e = carga iônica,

N = concentração de íons de uma polaridade, no líquido impregnante

τ = tempo.

O ângulo total de perdas de um filme de óleo impregnante é dado por,

$$\tan \delta_a = \tan \delta_0 + \tan \delta_i \quad (3.4.2.2)$$

onde $\tan \delta_0$ é o ângulo de perdas, na ausência de íons.

3.5 Alguns Aspectos do Comportamento Dielétrico de Isolantes Sólidos.

Como complementação ao Item 3.4 anterior, são apresentados a seguir alguns aspectos considerados importantes com respeito ao comportamento dos isolantes sólidos, usados nas unidades capacitivas.

Os mecanismos de falha mais importantes neste tipo de isolante, quais sejam, o de falha térmica, química e eletroquímica, embora sejam processos independentes, podem ser considerados parcialmente correlacionáveis [3].

Perdas de energia nos isolamentos causam aumento da temperatura interna e, se forem atingidos valores elevados dessas temperaturas, pode-se chegar a uma condição termicamente instável (degradação do isolamento, por origem térmica).

Por outro lado, o aumento de temperatura também traz consigo uma deterioração química, de forma a combinar ambos os processos.

Junta-se a isso a deterioração eletroquímica, dependente da presença e mobilidade de íons no isolamento, onde correntes iônicas de dispersão são fontes importantes de perda de energia e podem ser responsáveis por falhas térmicas localizadas.

As perdas dielétricas nos isolantes podem ser entendidas através da existência de uma componente resistiva, que está em fase com a tensão aplicada, além da componente puramente capacitiva [33].

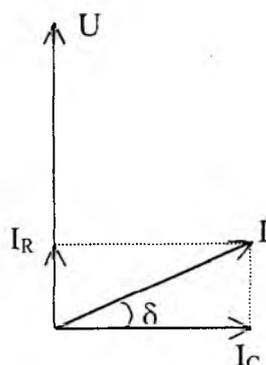


Figura 3.5.1 – Diagrama Fasorial de Tensão e Corrente num Capacitor, com Perdas Dielétricas

Da Figura 3.5.1,

$$\tan \delta = \frac{I_R}{I_C}, \quad (3.5.1)$$

onde I_R é a componente resistiva da corrente total e I_C , a componente capacitiva.

Expressando a perdas dielétricas em função da $\tan \delta$, ter-se-ia:

$$P = U \cdot I_R = U \cdot I_C \cdot \tan \delta \quad (3.5.2)$$

Como

$$I_C = \frac{U}{X_C} = U \cdot 2\pi \cdot f \cdot C, \quad (3.5.3)$$

Com f sendo a freqüência tensão aplicada e C , a capacitância de um volume especificado do isolante.

Substituindo (3.5.3) em (3.5.2), vem:

$$P = U^2 \cdot 2\pi \cdot f \cdot C \cdot \tan \delta \quad (3.5.4)$$

Expressando a capacitância em função do volume especificado do dielétrico, de seção S e espessura d (distância de separação entre os pontos de aplicação do potencial elétrico) e permissividade elétrica ε , tem-se [42]:

$$C = \frac{\varepsilon \cdot S}{d} \quad (3.5.5)$$

Com $U = E \cdot d$ (3.5.6)

sendo E a intensidade de campo elétrico aplicado ao dielétrico, substituindo (3.5.5) e (3.5.6) em (3.5.4), vem:

$$P = E^2 \cdot f \cdot \varepsilon \cdot 2\pi \cdot S \cdot d \cdot \tan \delta \quad (3.5.7)$$

Ou seja, as perdas dielétricas podem ser representadas pela $\tan \delta$.

Essa consideração facilita a identificação das perdas dielétricas em ensaios em que, utilizando ponte Schering, pode-se obtê-la diretamente.

Nos casos de operações termicamente estáveis, a temperatura cresce até que o calor gerado seja equilibrado com a transmissão do calor retirado do sistema dielétrico, através dos processos de arrefecimento. O caso mais simples ocorreria quando o calor gerado é independente da temperatura ($\tan \delta = \text{cte}$) e as perdas de calor variam linearmente com a temperatura (Figura 3.5.2).

Se o processo de arrefecimento não é adequado, é possível, para uma operação instável, que a temperatura se eleve indefinidamente, fazendo com que o isolamento se danifique.

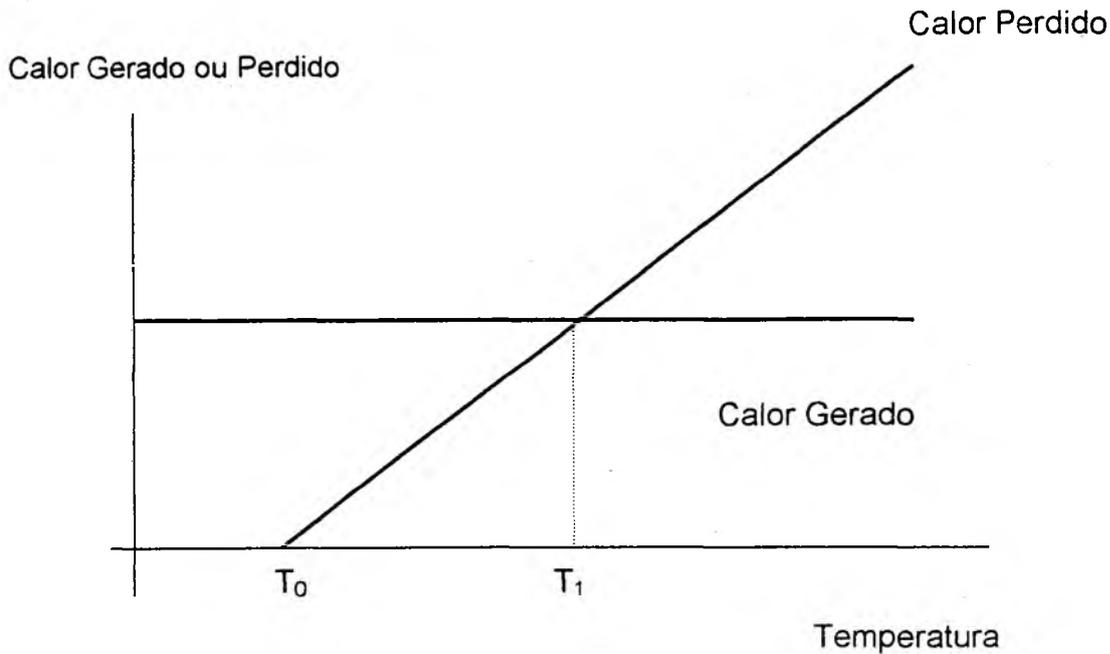


Figura 3.5.2 – Equilíbrio Térmico no Isolante [3]

Na prática, as perdas dielétricas ($\tan \delta$) são funções não lineares da temperatura, dependentes do tipo e projeto da estrutura isolante em questão, difíceis de serem calculadas analiticamente.

Desta forma, são obtidas mais precisamente através de resultados de ensaios.

A Figura 3.5.3 mostra um exemplo desse tipo de relação, apresentando situações de instabilidade térmica.

Nela vê-se que, com a solicitação aplicada E_1 , o calor gerado sempre vai exceder ao calor dissipado pelo processo de arrefecimento e a instabilidade térmica será passível de ocorrer.

No caso em que se aplica a solicitação E_2 , o equilíbrio térmico poderá ser atingido desde que a temperatura no isolante não exceda a T_B .

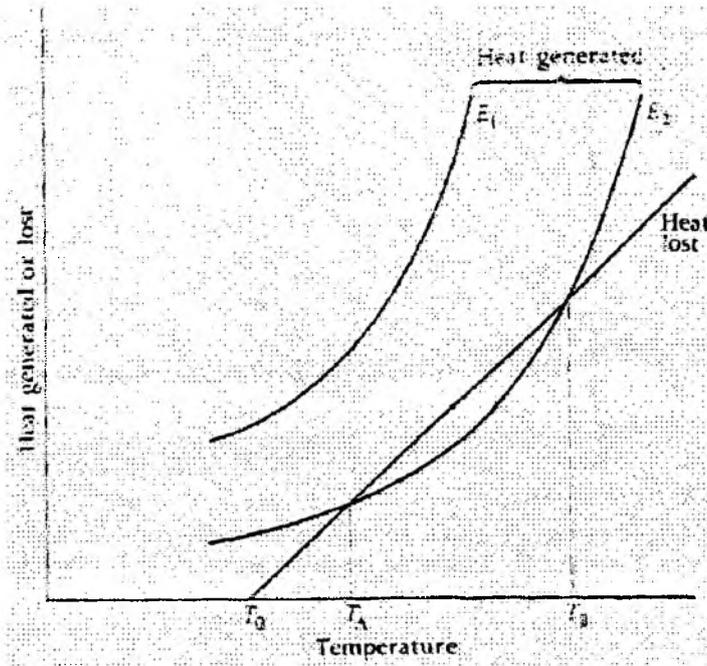


Figura 3.5.3 – Instabilidade Térmica no Isolamento [3]

Para melhor visualizar o efeito da elevação de temperatura no aumento do ângulo de perdas ($\tan \delta$), a Figura 3.5.4 mostra esse comportamento, para um isolamento misto líquido-sólido, de papel impregnado em óleo. Pode-se também observar o efeito conjunto do aumento da frequência e da elevação de temperatura.

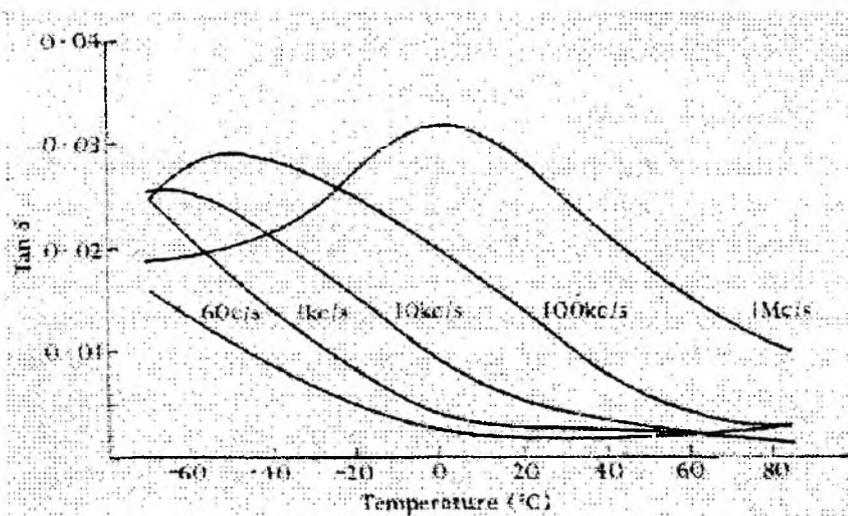


Figura 3.5.4 – Efeito da Temperatura e da Frequência nas Perdas ($\tan \delta$) de um Isolamento em Papel, Impregnado em Óleo Mineral [3]

Assim, existem limites de aplicação da máxima tensão imposta a um material isolante, que não podem ser excedidos simplesmente aumentando sua espessura do isolante sólido; o principal deles é conhecido como *máxima tensão térmica* V_T , além da qual não pode ser ultrapassada, sem o risco de atingir a instabilidade térmica.

Daí uma das grandes dificuldades encontradas no projeto destes sistemas isolantes visto que, um aumento de sua espessura, embora conduza a um aumento sua rigidez dielétrica global, também provoca um aumento em suas perdas dielétricas, que pode fragilizá-lo com o tempo, devido a um incremento na elevação de temperatura.

No uso prático de materiais isolantes, a ação limitante de V_T surge, sobretudo, nas operações com alta temperatura e/ou em altas frequências.

Com isso, a suportabilidade final com respeito às tensões máximas operativas e às sobretensões de curta duração (sobretensões temporárias) dos capacitores passa a ser função de um conjunto de variáveis intrínsecas seu projeto (topologia da estrutura interna, tipo e espessura do filme isolante, projetos de refrigeração interna do isolamento, etc.), que são desenvolvidos e sigilosamente guardados pelos fabricantes.

Com relação à frequência da solicitação aplicada, conforme a Figura 3.5.4, pode-se dizer que, para um dado ângulo de perdas e uma dada solicitação elétrica aplicada, a geração de calor é proporcional a essa frequência de tal forma que os efeitos térmicos são normalmente mais críticos em altas frequências.

3.6 Teoria da Suportabilidade Intrínseca

O conceito de *Suportabilidade Intrínseca* [3] surgiu no fim da década de 60 [28, 29, 30], sendo na época considerado como um conceito idealizado, pois seria aplicável a somente alguns tipos de materiais ou substâncias que pudessem ser considerados homogêneas, ou seja, em caso de falha de isolamento, nenhum ponto ao longo do material ou substância, seria considerado eletricamente frágil, devido a imperfeições.

Além disso, o material deveria ser suficientemente forte, do ponto de vista mecânico, de forma a suportar forças significativas, produzidas pelo campo elétrico aplicado.

Sua condutividade deveria ser suficientemente baixa, permitindo que condições de temperatura e frequência pudessem ser escolhidas de forma a eliminar problemas de instabilidade térmica, para intensidades de campo elétrico abaixo de um valor limite, chamado de *valor intrínseco*.

Em resumo, sua melhor definição seria: “para um material estar mais próximo de possuir *suportabilidade intrínseca*, ele deve ser o mais independente possível de variáveis como temperatura, tempo e espessura, além de ser melhor protegido de auto-aquecimento e de distorções mecânicas, produzidas pelo campo elétrico”.

Hoje em dia, materiais do tipo filme termoplástico, utilizado pela maioria dos fabricantes, se ajusta bastante bem à essa definição.

O comportamento apresentado na Figura 3.6.1 [3] melhor define, de forma qualitativa, o conceito envolvido nessa teoria.

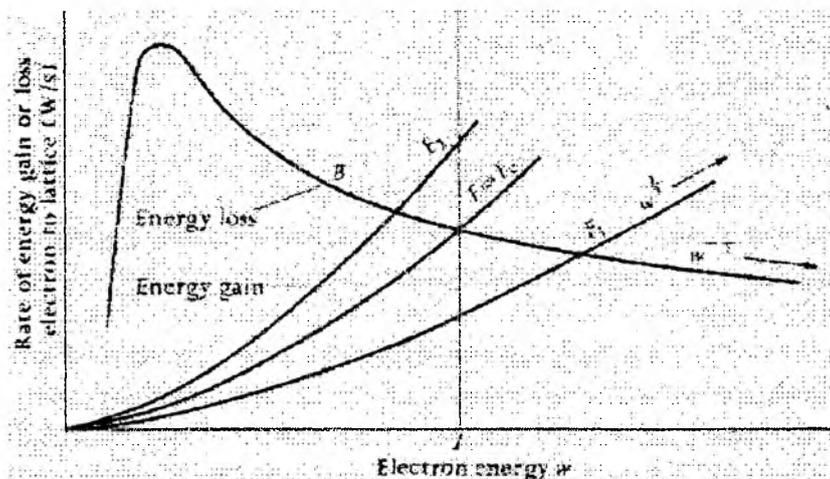


Figura 3.6.1 – Critério de “Alta Energia” de Fröhlich – Suportabilidade Intrínseca [3]

A curva B mostra a razão das perdas de energia de um elétron, por colisões através de vibrações (choques de partículas entre os eletrodos, por vibrações), como função de sua energia.

Os elétrons estão presentes com todas as energias até o limite definido pelo potencial de ionização dentro da região de choque.

Elétrons de energia térmica média, que não ganham nem perdem energia, ocupariam o lado esquerdo do diagrama.

As curvas F_1 , F_C e F_2 mostram a razão dos ganhos de energia do elétron pelo campo elétrico, ainda em função de sua energia.

As intensidades de campo elétrico F são tais que $F_1 < F_C < F_2$.

A condição de instabilidade de um elétron, para uma dada intensidade de campo elétrico (F_2) é tal que o mesmo se encontraria com uma energia w que o levaria a uma posição acima da curva B , onde ele ganha energia mais rapidamente do que perde.

No caso da curva F_1 isso não ocorre porque implica em $w > I$ (potencial de ionização) e a intensidade de campo elétrico está abaixo daquela correspondente ao potencial de ionização (F_C).

3.7 Comportamento dos Isolantes Mistos com Relação às Solicitações do Sistema Real.

Nos itens anteriores foram apresentados de forma sumarizada, aspectos importantes com respeito ao comportamento dos isolantes mistos, quando submetidos a diversas condições elétricas, térmicas, químicas e eletroquímicas.

Na medida em que elas podem afetar a integridade das estruturas dielétricas, ao longo de sua vida útil, preocupação comum tanto aos fabricantes, quanto às normas e quanto às empresas que as utilizam, pode-se agora tentar estabelecer uma correlação tipo causa e efeito, entre esse conjunto de características importantes, as condições de ensaio prescritas em normas/utilizadas pelos fabricantes e aquelas que surgem durante a operação real.

3.7.1 Variáveis Elétricas Devidas à Energização de Bancos de Capacitores, que Afetam a Suportabilidade Dielétrica das Unidades Capacitivas

A Figura 3.7.1.1 mostra, de maneira bastante simplificada, a representação monofásica da energização de um banco de capacitores, através de um circuito equivalente de um sistema, visto da barra de instalação desse banco.

Sua finalidade é de somente permitir estabelecer uma correlação entre as condições elétricas impostas pela rede, freqüentemente levantadas nos estudos de simulação e o comportamento dielétrico das unidades capacitivas.

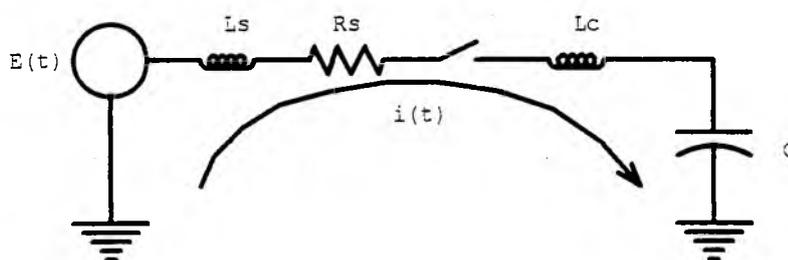


Figura 3.7.1.1 - Circuito Equivalente de Energização do Banco de Capacitores

Esse circuito foi representado através de um equivalente de curto-circuito (L_s e R_s) na rede de seqüência positiva, um indutor limitador de corrente (L_c), do banco de capacitores e a sua capacitância equivalente total (C).

No sistema real e nos estudos de simulação, apareceriam várias freqüências naturais de oscilação, vinculadas às diversas possibilidades de associação de indutâncias (indutância de curto-circuito da rede, indutância do reator limitador de corrente do banco, se houver, indutâncias de barramentos, etc.) e capacitâncias (capacitância do banco, capacitâncias equivalentes do sistema, capacitâncias existentes na subestação, etc.), que desaparecem mais ou menos rapidamente, função do amortecimento da rede, nas mencionadas freqüências.

Voltando ao circuito de Figura 3.7.1.1, o mesmo é alimentado pela fonte equivalente perfeitamente senoidal, de tensão interna igual a $E(t) = E_m \text{sen}(\omega t + \alpha)$.

Ao ser fechada a chave que representa o disjuntor, existirá um transitório de carga do banco de capacitores, através da chamada corrente de "inrush" $i(t)$, circulando nesse circuito.

Por simplicidade, se considerarmos que o banco de capacitores não tem carga residual e não dispõe de reator limitador de corrente ($L_C=0$), para uma condição de baixo amortecimento ($R^2C < 4L$ – circuito sub-amortecido), a corrente $i(t)$ pode ser calculada pela expressão abaixo (20):

$$i(t) = \underbrace{\left[(M \cdot \text{sen } \omega_1 \cdot t + N \cdot \text{cos } \omega_1 \cdot t) \cdot e^{\frac{-R_S \cdot t}{2 \cdot L_S}} \right]}_I + \underbrace{\left[\frac{E_m}{Z} \cdot \text{sen}(\omega \cdot t + \alpha - \phi) \right]}_{II} \quad (3.7.1.1)$$

sendo,

$$\omega_1 = \sqrt{\left[\frac{1}{L_S \cdot C} - \left(\frac{R_S}{2 \cdot L_S} \right)^2 \right]}, \quad Z = \sqrt{\left[R_S^2 + \left(\omega \cdot L_S - \frac{1}{\omega \cdot C} \right)^2 \right]}, \quad \phi = \text{sen}^{-1} \left(\frac{R_S}{Z} \right) \quad (3.7.1.2)$$

M e N são função dos parâmetros elétricos do circuito e das condições iniciais no instante $t=0$ e α é o ângulo que corresponde ao instante de fechamento da chave, na onda de tensão.

Observe-se que a componente transitória da corrente, de frequência $f_1 = \omega_1/(2 \times \pi)$ (termo I), está sobreposta à componente permanente senoidal (termo II).

Assim, a tensão no banco de capacitores

$$V_C = \int i(t) \cdot dt, \quad (3.7.1.3)$$

também terá uma componente transitória de frequência ω_1 , sobreposta à componente de frequência fundamental.

Isso significa que a existência da frequência f_1 propiciaria um incremento na $\tan \delta$ (Figura 3.5.4), conforme mencionado no item 3.5, que não é considerada explicitamente nos ensaios, posto que os mesmos são sempre realizados com ondas de frequência fundamental.

Após o primeiro pico transitório de tensão, de duração aproximada de um ciclo da frequência fundamental, a sobretensão temporária que segue é tal que, se a constante de tempo τ for grande, ela poderá ter uma duração de vários ciclos a segundos.

Essa constante de tempo, $\tau = 2L_S/R_S$, responsável pelo amortecimento da componente transitória (termo I), varia com cada local de instalação do banco.

Tanto as amplitudes máximas das sobretensão temporária obtidas e seu amortecimento, quanto as frequências envolvidas, deverão ser compatibilizadas com os valores normalizados considerando, inclusive, o número anual de manobras de energização e desenergização que se pretende realizar.

3.7.2 Valores Obtidos em Ensaio de Unidades Capacitivas Reais e sua Relação com os Valores Recomendados em Normas

No sentido de demonstrar os avanços em sua tecnologia de fabricação ou de realização de ensaios, fabricantes [8, 9] e laboratórios independentes [7] têm publicados artigos, apresentando e discutindo resultados dos ensaios por eles realizados em seus equipamentos e materiais de sua fabricação ou em unidades capacitivas de vários fabricantes, utilizadas como amostras de testes.

A referência [7], por exemplo, apresenta e discute resultados de ensaios dielétricos realizados em diversas unidades capacitivas, tentando correlacionar a amplitude das solicitações elétricas aplicadas com o tempo necessário para haver falha de isolamento.

Os ensaios foram realizados em unidades novas, com tensão na frequência fundamental, em temperatura ambiente de 25° Celsius, ou seja, em condições laboratoriais similares àquelas prescritas em normas.

O isolamento das unidades capacitivas tomadas como amostras, era composto de sistemas dielétricos do tipo papel-filme-óleo e filme-óleo, utilizando diversos tipos de óleo isolante.

Algumas observações importantes foram tiradas dos ensaios, das quais pode-se citar:

- a) "O nível de solicitação dielétrica que leva o isolamento ao rompimento é bastante alto, quando comparado com sua tensão normal de operação". (da ordem de 4,5 pu)

Esse valor é da mesma ordem de grandeza do maior valor apresentado na Tabela 2, do item 2.1 desse trabalho.

- b) "A Tensão de Início de Descargas Parciais (PDIV - Partial Discharge Inception Voltage) é um limite de extrema importância para o isolamento pois, se um capacitor é levado a operar sob condições de "corona", certamente haverá uma falha no sistema dielétrico, num espaço de tempo muito curto."

Para a maioria dos dielétricos, operar sob condições sustentadas de corona (acima de PDIV) significa a ocorrência de falha de isolamento, num período de poucos minutos a poucos dias.

A rigor, operação de um capacitor nas condições definidas em (b), conduz seu sistema dielétrico a uma aceleração de redução da vida útil, vinculada aos problemas descritos nos itens 3.4 e 3.5, deste trabalho.

Como já mencionado, o indicativo dessa degradação dielétrica é o aumento das perdas dielétricas, refletidas pelo aumento da $\tan \delta$.

A Tabela 3.7.2.1 abaixo, apresenta alguns resultados interessantes obtidos de (7), com relação aos testes de laboratório realizados.

Valor da Solicitação, em Percentual do Valor Nominal de Projeto	Tempo de Operação (tempo para a falha), em Horas, a 25 ° C	Comentários
375	0,17	Operadas sob condições de descargas parciais
325	1,25	
280	9,44	
175	1732	Não operadas sob condições de descargas parciais

Tabela 3.7.2.1 – Vida das Amostras, Operadas em Vários Valores de Solicitação [7]

As Figuras 3.7.2.1, 3.7.2.2 e 3.7.2.3 permitem a comparação entre os valores da Tabela 3.7.2.1, da Tabela 2.2.2 (normas) e aqueles recomendados por um dado fabricante (5), como limite de suportabilidade de tensão de curta duração.

Todas as curvas apresentadas têm seus valores associados à aplicação de tensões senoidais e, desta forma, não incluem nenhum conteúdo harmônico.

Embora não tenha sido explicitamente mencionado no artigo, como a Tensão de Início de Descargas Parciais (PDIV) e a Tensão de Extinção de Descargas Parciais (PDEV) são valores instantâneos da solicitação, os valores percentuais (ou em por unidade) contidos nas Tabelas estão, por consequência, associados aos valores máximos instantâneos da tensão senoidal aplicada.

Menção deve ser feita no sentido de que, como outras freqüências além da fundamental não estão presentes nos ensaios realizados, o efeito das altas freqüências sobre as perdas dielétricas ($\tan \delta$), que contribuem na degradação do isolamento, não estão cobertas por eles [7].

Como já também mencionado, isso contribui para aquecimentos adicionais localizados no sistema dielétrico, afetando a expectativa de vida do isolamento.

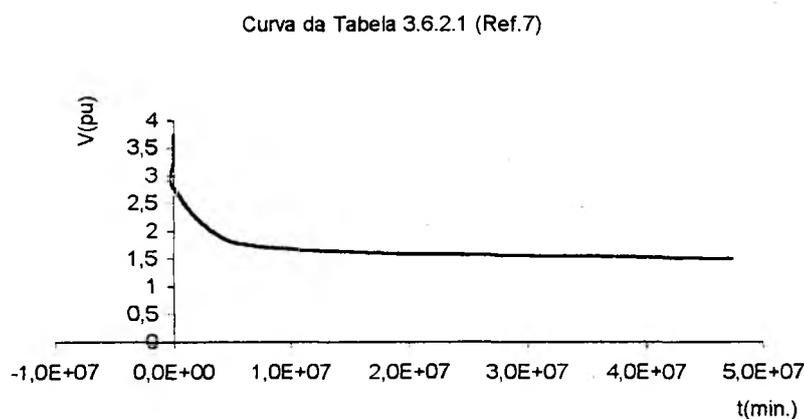


Figura 3.7.2.1 – Vida das Amostras, como Função do Estresse [7]

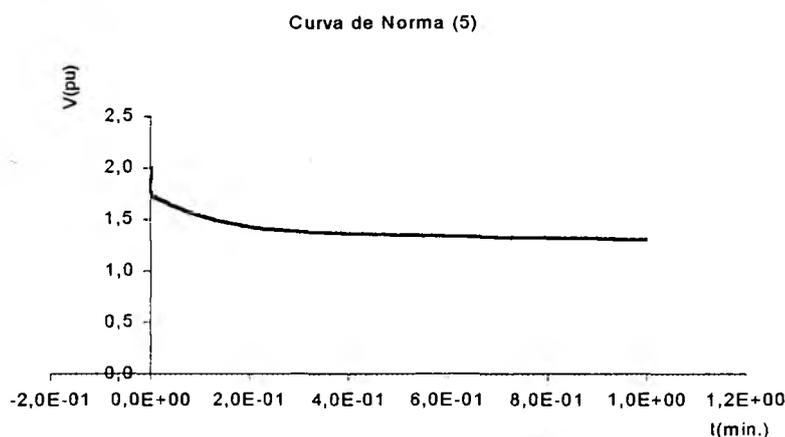


Figura 3.7.2.2 – Curva de Norma [5]

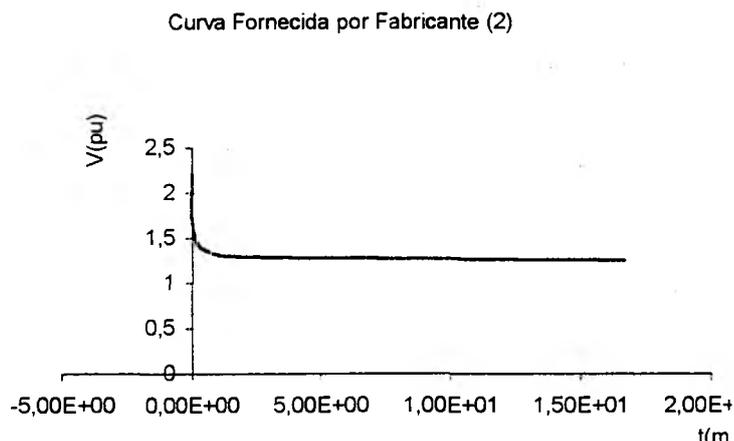


Figura 3.7.2.3 – Curva Fornecida pelo Fabricante [2]

A comparação das Figuras 3.7.2.2 e 3.7.2.3, na região de curta duração (da ordem de 0,2 a 0,5 segundos) evidencia o fato de que as informações fornecidas pelos fabricantes aos usuários, à época de consulta das características de suportabilidade dielétrica, se ajustam perfeitamente àquelas recomendadas por normas.

Ao compará-las com a da Figura 3.7.2.1, que refletem os resultados de ensaios realizados em amostras reais, até o limite de sua suportabilidade (falha do isolamento), percebe-se uma diferença bastante grande entre esses (amplitudes e duração) e os valores recomendados por norma (Figura 3.7.2.2).

Para melhor visualização dessas diferenças, a Tabela 3.7.2.2 apresenta os valores das Figuras 3.7.2.1 e 3.7.2.2 e suas correspondentes durações.

Figura 3.7.2.1 [7]		Figura 3.7.2.2 [5]	
Amplitude (pu)	Duração (min.)	Amplitude (pu)	Duração (min.)
-	-	2,00	4,17E-03
-	-	1,70	1,67E-02
-	-	1,40	2,50E-01
-	-	1,30	1,00E+00
-	-	1,25	3,00E+01
3,75	6,1E+02	-	-
3,25	4,5E+03	-	-
2,8	3,4E+04	-	-
1,75	6,2E+06	-	-
1,5	4,7E+07	-	-

Tabela 3.7.2.2 – Comparação entre Valores das Figuras 3.7.2 e 3.7.3 [2,7]

A comparação permite inferir a existência de elevados fatores de segurança, aplicados aos limites de suportabilidade real do sistema dielétrico, de forma a transformá-los em recomendações de norma. Isso pode ser facilmente percebido, ao comparar as durações das duas figuras para uma amplitude específica, por exemplo, em torno de 1,75 pu.

Nesses fatores certamente deverão estar contidas as incertezas quanto o efeito das formas de onda, do conteúdo harmônico sobre as perdas dielétricas, a deterioração química e eletroquímica, o número de ocorrências ao longo da vida útil e o efeito combinado desses fatores.

A figura 3.7.2.4 mostra um ajustamento dos valores da Tabela 3.7.2.1 à *Equação Clássica do Envelhecimento* [26].

Embora exista um série de equacionamentos propostos para esse ajustamento, utilizou-se o da equação mencionada, devido sua facilidade de aplicação.

Equação Clássica do Envelhecimento (26)

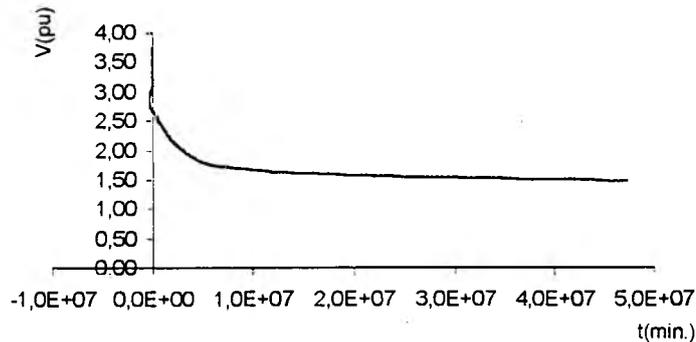
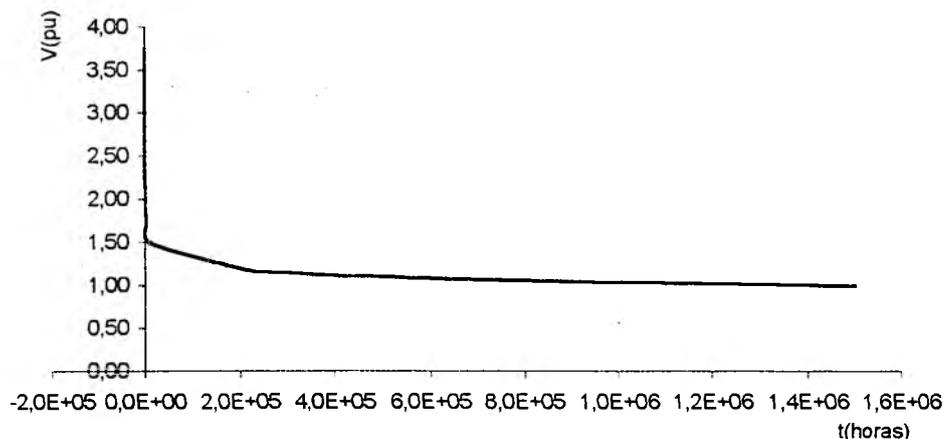


Figura 3.7.2.4 – Ajustamento pela Equação Clássica do Envelhecimento [26]

Comparando-a com a Figura 3.7.2.1, percebe-se um bom ajustamento.

Na Figura 3.7.2.5 é feita uma extrapolação dos valores da Tabela 3.7.2.1 (Figura 3.7.2.1), através da *Equação Clássica do Envelhecimento*, até atingir o valor da tensão nominal da unidade capacitiva.

Nessa extrapolação obteve-se para o valor nominal (1,00 pu), uma duração da solicitação aplicada até sua falha de 1.500.000 horas, ou seja, cerca de 170 anos e para 110% da tensão nominal, uma duração de 438.000 horas, ou cerca de 50 anos (duas vezes a vida útil considerada para o equipamento).

Eq. Clássica do Envelhecimento - Extensão à V_n Figura 3.7.2.5 – Extrapolação da Tabela 3.6.2.1 até V_n

Um outro aspecto mencionado em [7] é o da variação das perdas dielétricas com a elevação de temperatura; reduções significativas de vida útil do dielétrico podem ocorrer quando se trabalha com temperaturas na faixa entre 40^o a 90^o Celsius.

Para alguns fabricantes [2, 4] esse efeito, embora existindo, parece ter tido uma significativa redução, através de otimização de seus projetos de arrefecimento.

A curva mostrada na Figura 3.7.2.6 mostra a variação das perdas dielétricas ($\tan \delta$), com a temperatura, para unidades capacitivas desses fabricantes.

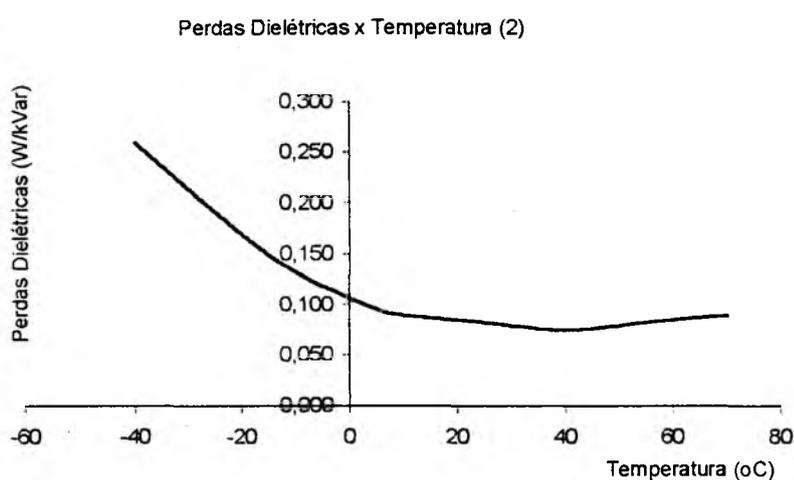


Figura 3.7.2.6 – Variação das Perdas Dielétricas com a Temperatura [2,4]

Pela curva acima, as perdas começam a crescer levemente a partir de 40^oC, devendo apresentar uma taxa de crescimento mais significativa, em torno de 80^oC.

De qualquer forma, como a temperatura de trabalho é função do local da instalação, cuja variabilidade é muito grande, essa poderia ser considerada mais uma incerteza, quanto ao processo de degradação temporal da rigidez dielétrica do sistema isolante.

Ainda no aspecto da variação de parâmetros com a temperatura, existe a variação, no sentido inverso, de PDIV e PDEV com a temperatura, ou seja, seus valores tendem a aumentar com a temperatura, até uma certa faixa de valores a partir da qual começam a reduzir (cerca de 110^oC, por exemplo).

Como ilustração, as Figuras 3.7.2.7/A e 3.7.2.7/B [2] apresentam esse comportamento, para uma unidade capacitiva nova.

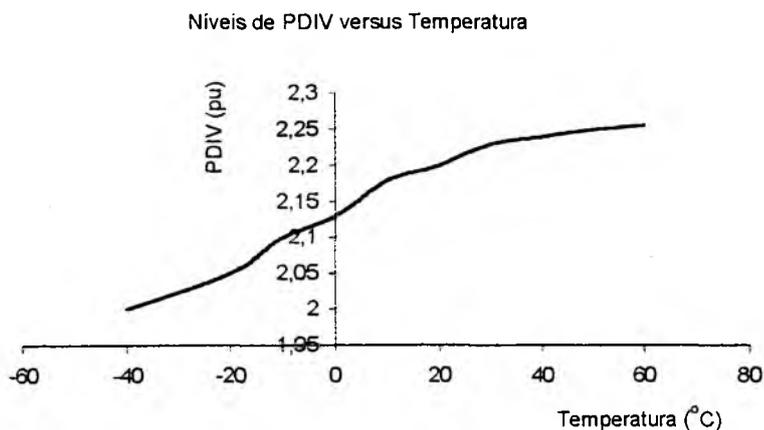


Figura 3.7.2.7/A – Variação de PDIV com a Temperatura [2]

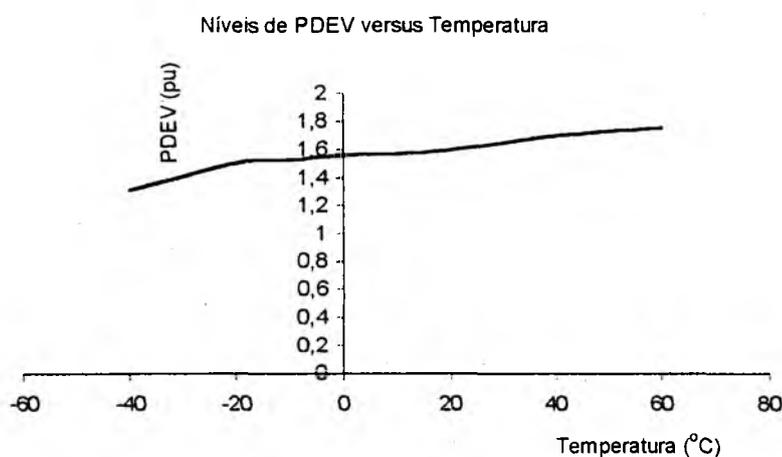


Figura 3.7.2.7/B – Variação de PDEV com a Temperatura [2]

Como se vê, a Tensão de Início de Descargas Parciais (PDIV), apresenta o comportamento exatamente inverso ao do aumento das perdas, com a variação de temperatura.

Por outro lado, a Tensão de Extinção de Descargas Parciais (PDEV) se mantém quase constante com a temperatura.

A referência [7] aborda também, o efeito das sobretensões de manobra na vida dos equipamentos, que estaria diretamente ligado às recomendações de norma apresentadas na Tabela 2.2.1, do item 2.2 deste trabalho.

O surto aplicado, correspondente a uma onda com tempo de subida igual a 280 μ s, era aplicado de forma aleatória sobre a onda de tensão de 60 Hz, a cada 5 minutos, com amplitudes da ordem de 300 a 400% da tensão nominal de projeto, ou seja, acima da PDIV.

A onda de tensão de 60 Hz tinha uma amplitude de 175% da tensão nominal, mantendo-a durante todo o ensaio, ou seja, durante o tempo necessário para ocorrer a falha do isolamento.

Capacitores com dois tipos de óleo isolante foram usados nos ensaios, para identificar sua eficiência relativa.

O resumo dos resultados obtidos está apresentado na Tabela 3.7.2.3.

Descrição	Tempo Médio para a Falha, quando Operado a 175% da Tensão Nominal	Tempo Médio para Falha, quando Operado a 175% da Tensão Nominal, Mais um Surto Aplicado a Cada 5 Minutos
Impregnado com Difenil Clorinado	1.732 horas	1.165 horas
Impregnado com Difenil Clorinado mais Aditivo ("Epoxide scavenger")	Somente uma em quatro unidades falharam em 4 anos de testes	12.550 horas

Tabela 3.7.2.3 – Vida de Amostras Operadas com e sem Surtos de Manobra [7]

Desse conjunto de ensaios, observou-se que;

- O surto aplicado reduziu a vida das unidades capacitivas. A aplicação simultânea das sobretensões transitórias e temporárias produzem redução de vida útil;
- Uma unidade capacitiva, com aditivo composto de epoxy, também falhou;
- Como os surtos de manobra aplicados levaram o sistema dielétrico a condições de descargas parciais (acima de PDIV), alguma degradação foi imposta às amostras.

De tudo que foi exposto anteriormente vê-se que, sendo o tempo de vida útil considerado, para esses equipamentos, da ordem de 25 anos existe, evidentemente, uma larga margem de segurança, função dessas incertezas e das diferenças de condições de ensaio contra as condições reais de operação, que são refletidas através do deslocamento para baixo, da curva da Figuras 3.7.2.1, até atingir as curvas das Figuras 3.7.2.2 e 3.7.2.3.

No caso da aplicação conjunta dos *surtos de manobra com as sobretensões temporárias* (Tabela 3.7.2.3), embora o sistema dielétrico das amostras tenham sofrido uma redução de vida útil da ordem de 33% (de 1.732 horas para 1.165 horas), parece ter havido um consenso entre os especialistas que recomendaram os valores de norma de que, com os valores da Tabela 2.1.1, limitados a um certo número de aplicações anuais, ter-se-ia margem de segurança suficiente para que o capacitor não se degenerasse antes do final de sua vida útil.

Observa-se que os surtos de manobra de amplitude 4,0 pu da tensão nominal, aplicados nos ensaios da Tabela 3.7.2.3 (cerca de 20.800 impulsos durante as 1.732 horas de ensaio), o foram em quantidade muito superior àquelas estabelecidas na Tabela 2.1.1 do Capítulo 2, para todos os valores limite de sobretensões permissíveis.

Talvez por este motivo, considera-se que as solicitações devidas às sobretensões transitórias de manobra aplicadas (Tabela 2.2.1) sejam independentes e não cumulativas com aquelas advindas das sobretensões temporárias, que dão seguimento às sobretensões totais aplicadas, face as margens de segurança ali consideradas.

Com respeito às sobretensões temporárias não se conseguiu estabelecer uma conclusão segura sobre como surgiu a limitação de, no máximo, 300 ocorrências combinadas, contida nos limites estabelecidos na Tabela 2.2.2, para as sobretensões chamadas de curta duração.

Contudo, acredita-se que este limite possa ter sido originado, de forma empírica, na consideração de que outros transitórios adicionais, poderiam ocorrer nos sistemas elétricos, além da manobra dos bancos de capacitores propriamente ditos, que também pudessem estressar o sistema dielétrico de suas unidades capacitivas.

Energizações de linhas de transmissão, energização de transformadores, rejeições de carga, cujas sobretensões atingissem o banco de capacitores conectado, seriam alguns exemplos dos transitórios referidos, que poderiam gerar essas sobretensões temporárias adicionais.

À guisa de informação adicional, a curva da Figura 3.7.2.8, proveniente da referência (39), apresenta limites recomendados de sobretensões temporárias para bancos de capacitores aplicados em sistemas de alta e extra-alta tensão [8].

Nela se evidencia a preocupação atual crescente, não só de fabricantes como de usuários desses equipamentos, com respeito à confiabilidade das unidades capacitivas dos bancos de capacitores, quando submetidas a condições severas de sobretensões temporárias.

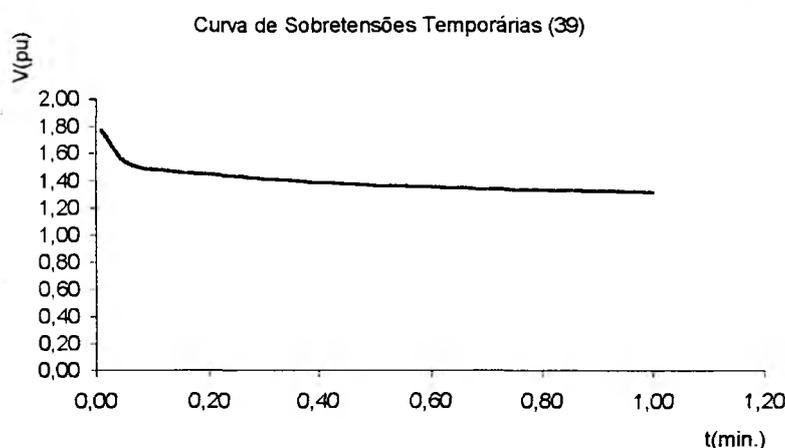


Figura 3.7.2.8 – Curva de Sobretensões de Manobra [39]

3.8 Conclusões mais Relevantes do Capítulo 3

Uma diversidade razoavelmente grande de informações sobre o comportamento do sistema dielétrico das unidades capacitivas e sua correlação com as solicitações impostas pelos sistemas elétricos foi apresentada neste Capítulo.

Faz-se necessário, agora, sumarizar aquelas consideradas mais importantes, para que se possa ver claramente a abrangência de considerações que devem estar contidas em critérios de avaliação de suportabilidade dielétrica desses componentes, ainda durante a fase de dimensionamento dos bancos de capacitores, ou seja, antes de sua instalação no campo.

Do que foi exposto, pode-se concluir que:

- a) A suportabilidade dielétrica final, de uma unidade capacitiva, envolve uma série de fenômenos físicos complexos, que relacionam aspectos de campo elétrico combinados com aspectos químicos, eletroquímicos e termodinâmicos;
- b) Essa combinação multidisciplinar de efeitos dificulta a modelagem desses componentes, no sentido de se tentar estabelecer, através da interação pura e simples de campos elétricos aplicados à estrutura isolante, a suportabilidade dielétrica de uma unidade capacitiva.

Essa dificuldade persiste, mesmo que seja possível conhecer detalhes de seu projeto interno, como espessura de materiais, suas condutividades e permissividades elétricas, etc., devido a fatores eletroquímicos e termodinâmicos, cuja inserção de representação se tornaria bastante difícil.

Modelagens internas desses componentes têm sido realizadas por fabricantes, somente com a finalidade de otimizar pontos específicos de seus projetos, como alteração do tipo e borda de eletrodos (bordas dobradas), para a melhoria da distribuição de campo elétrico interno [8];

- c) A melhor forma de se estabelecer os limites do comportamento dielétrico das unidades capacitivas, continua sendo através de ensaios de laboratório.

Os resultados apresentados na referência [7] podem ser considerados de grande valia, porque apresentam limites de suportabilidade global, indo até à falha do sistema dielétrico considerado.

Além disso, sua análise permite uma compreensão mais clara do comportamento dielétrico do isolamento das unidades capacitivas, cujas características teóricas isoladas foram apresentadas nos Itens 3.4, 3.5 e 3.6 desse Capítulo;

- d) A correlação entre os resultados de ensaios apresentados em [7] e os valores recomendados por normas é de grande utilidade, pois permite perceber a existência e o conteúdo das margens de segurança adotadas nas recomendações de norma.

Dentre os fatores que se incluem nestas margens de segurança, pode-se visualizar a dependência das perdas dielétricas com a frequência, a dependência das perdas dielétricas com a temperatura, a existência de outros transitórios no sistema de transmissão, além das manobras dos bancos de capacitores, a contribuição da parcela de picos transitórios de sobretensões, de amplitudes superiores a PDIV, na redução de vida útil do sistema dielétrico e a influência das amplitudes/duração das sobretensões temporárias, na redução da vida útil do sistema dielétrico desses equipamentos.

- e) A simultaneidade de aplicação da parte transitória e da parte temporária da sobretensão imposta às unidades capacitivas produzem redução na vida útil. Esse aspecto também deve estar implícito nas margens de segurança encontradas nos valores de norma.

- f) Os critérios de avaliação da suportabilidade de unidades capacitivas, a serem usados em estudos de manobra de bancos de capacitores, deverão levar em conta os aspectos físicos citados, no sentido de manter sua essência sempre presente.

CAPÍTULO 4

UM CRITÉRIO CONSISTENTE, PARA A AVALIAÇÃO DA SUPPORTABILIDADE DIELÉTRICA DAS UNIDADES CAPACITIVAS

4.1 Embasamento do Critério à Luz das Equações de Maxwell

A nível de intensidade de campo elétrico, identificam-se duas características singulares no processo, relacionadas ao problema em foco:

- A característica espacial do campo elétrico, função da distância entre os eletrodos ($E = -gradV$).
- A característica temporal do campo elétrico, para o início das descargas parciais e sua duração, função do potencial variável no tempo, no caso específico, potencial escalar elétrico complexo ($V(t) = V_0 \cdot e^{j(\omega t + \alpha)}$).

Essa característica temporal está rigidamente ligada com as solicitações devidas às sobretensões temporárias.

Mais especificamente com relação à característica temporal, no sistema real existe um conjunto de frequências sobrepostas à frequência fundamental, devidas às frequências naturais de oscilação de cada circuito envolvido, que faz com que o valor máximo da solicitação dielétrica esteja condicionada ao valor instantâneo de todas essas componentes adicionadas, em módulo e fase (fundamental mais harmônicas).

Como o problema que nos interessa está associado ao comportamento de um circuito sub-amortecido, em que as sobretensões temporárias teriam baixo amortecimento e durações mais longas, pode-se considerar a excitação como um fenômeno quase estacionário, após extinto o período transitório inicial, de cerca de 1 a 2 ciclos.

Assim, o potencial escalar elétrico complexo passaria a ser representado como,

$$V(t) = \sum_1^n V_0(n) \cdot e^{j \cdot (n \cdot \omega \cdot t + \alpha_k)}, \quad (4.1)$$

sendo n a ordem da harmônica e α_k , o ângulo de fase de cada harmônica.

Sejam as equações básicas do eletromagnetismo, ou seja, as Equações de Maxwell [42, 43]:

$$\text{rot}E + \frac{\partial B}{\partial t} = 0 \quad (4.2)$$

$$\text{rot}H - \frac{\partial D}{\partial t} = J \quad (4.3)$$

$$\text{div}B = 0 \quad (4.4)$$

$$\text{div}D = \rho \quad (4.5)$$

onde:

H – Campo magnético;

E – Campo elétrico;

B – Indução magnética;

D – Indução elétrica;

J – Densidade de corrente de condução;

ρ - Densidade volumétrica de carga;

t – tempo;

div – operador divergente;

rot – operador rotacional.

Partindo-se da equação (4.2):

$$rotE + \frac{\partial B}{\partial t} = 0$$

e devido à equação (4.3), pode-se utilizar o potencial vetor A , que é relacionado à indução magnética B , através de

$$B = rotA \quad (4.6)$$

Sabe-se que $rot(gradV) = 0$ (4.7)

Com (4.2), (4.3) e (4.4),

$$rot(E + gradV) = rot\left(-\frac{\partial A}{\partial t}\right), \text{ logo,}$$

$$E = -gradV - \frac{\partial A}{\partial t} \quad (4.8)$$

Como a excitação aplicada é senoidal, variando em módulo e ângulo, será utilizado o conceito de potencial escalar complexo, tal que:

$$V(t) = V_0 [\cos(\omega t + \alpha) + j \text{sen}(\omega t + \alpha)] \quad (4.9)$$

Ou, escrevendo-a de forma exponencial e incluindo todas as harmônicas da frequência fundamental que possam estar contidas na onda de tensão,

$$V(t) = \sum_1^n V_{0(n)} \cdot e^{j \cdot (n \cdot \omega \cdot t + \alpha_k)}, \text{ que é a equação (4.1),}$$

onde: $V_{0(n)}$ é o módulo de cada componente harmônica da tensão aplicada.

Para $n=1 \Rightarrow$ tensão à frequência fundamental;

ω é a velocidade angular ($\omega=2\pi f$, onde f é a frequência em rad/s),

n é a ordem da harmônica,

α_k é o ângulo de fase de cada harmônica (radianos)

Sobre a equação (4.3),

$$\text{rot}H - \frac{\partial D}{\partial t} = J \quad (4.10)$$

A equação que descreve o comportamento do potencial escalar elétrico complexo no domínio de estudo, pode ser obtida aplicando-se o operador divergente à equação (4.9), como segue:

$$\text{div}(\text{rot}H) - \text{div}\left(\frac{\partial D}{\partial t}\right) = \text{div}(J) \quad (4.11)$$

Como $\text{div}(\text{rot}H) = 0$,

$$- \text{div}\left(\frac{\partial D}{\partial t}\right) = \text{div}J \quad (4.12)$$

Com $D = \varepsilon E$ e $J = \sigma E$, substituídos em (4.12), ε sendo a permissividade elétrica e σ , a condutividade elétrica,

$$- \operatorname{div} \left(\frac{\partial}{\partial t} \varepsilon E \right) = \operatorname{div}(\sigma E)$$

Como ε não varia com o tempo,

$$- \operatorname{div} \left(\varepsilon \cdot \frac{\partial}{\partial t} E \right) = \operatorname{div}(\sigma \cdot E) \quad (4.13)$$

Da equação (4.8), substituindo em (4.13),

$$\begin{aligned} - \operatorname{div} \left[\varepsilon \cdot \frac{\partial}{\partial t} \left(- \operatorname{grad} V - \frac{\partial A}{\partial t} \right) \right] &= \operatorname{div}(\sigma \cdot E) \\ - \operatorname{div} \left[- \varepsilon \cdot \frac{\partial}{\partial t} \operatorname{grad} V - \varepsilon \cdot \frac{\partial^2 A}{\partial t^2} \right] &= \operatorname{div}(\sigma \cdot E) \end{aligned} \quad (4.14)$$

Substituindo (4.1) em (4.14),

$$\operatorname{div} \left[\varepsilon \cdot \frac{\partial}{\partial t} \operatorname{grad} \left(\sum_1^n V_{0(n)} \cdot e^{j \cdot (n \cdot \omega \cdot t + \alpha_k)} \right) + \varepsilon \cdot \frac{\partial^2 A}{\partial t^2} \right] = \operatorname{div}(\sigma \cdot E) \quad (4.15),$$

que permite escrever,

$$\left[\varepsilon \cdot \frac{\partial}{\partial t} \operatorname{grad} \left(\sum_1^n V_{0(n)} \cdot e^{j \cdot (n \cdot \omega \cdot t + \alpha_k)} \right) + \varepsilon \cdot \frac{\partial^2 A}{\partial t^2} \right] = \sigma E \quad (4.16)$$

Como $e^{j(n \cdot \omega \cdot t + \alpha_k)}$ não varia com as coordenadas do domínio, ou seja, não varia no espaço, a equação (4.16) torna-se,

$$\varepsilon \left[\text{grad} \frac{\partial}{\partial t} \left(\sum_1^n V_{0(n)} \cdot e^{j(n \cdot \omega \cdot t + \alpha_k)} \right) + \frac{\partial^2 A}{\partial t^2} \right] = \sigma E \quad (4.17)$$

Desenvolvendo o primeiro termo em derivada parcial, do lado esquerdo da equação (4.17),

$$\frac{\partial}{\partial t} \left[\sum_1^n V_{0(n)} \cdot e^{j(n \cdot \omega \cdot t + \alpha_k)} \right] = \sum_1^n \frac{\partial}{\partial t} \left[V_{0(n)} \cdot e^{j(n \cdot \omega \cdot t + \alpha_k)} \right]$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \left[\sum_1^n V_{0(n)} \cdot e^{j(n \cdot \omega \cdot t + \alpha_k)} \right] = \sum_1^n \left[V_{0(n)} \cdot e^{j(n \cdot \omega \cdot t + \alpha_k)} \cdot \frac{\partial}{\partial t} (n \cdot \omega \cdot t + \alpha_k) \right] =$$

$$= \sum_1^n \left(n \cdot \omega \cdot V_{0(n)} \cdot e^{j(n \cdot \omega \cdot t + \alpha_k)} \right)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \left[\sum_1^n V_{0(n)} \cdot e^{j(n \cdot \omega \cdot t + \alpha_k)} \right] = \sum_1^n \left(n \cdot \omega \cdot V_{0(n)} \cdot e^{j(n \cdot \omega \cdot t + \alpha_k)} \right) \quad (4.18)$$

Substituindo (4.18) em (4.17),

$$\varepsilon \cdot \left\{ \text{grad} \left[\sum_1^n \left(n \cdot \omega \cdot V_{0(n)} \cdot e^{j(n \cdot \omega \cdot t + \alpha_k)} \right) \right] + \frac{\partial^2 A}{\partial t^2} \right\} = \sigma \cdot E$$

$$\therefore E = \frac{\varepsilon}{\sigma} \left\{ \text{grad} \left[\sum_1^n \left(n \cdot \omega \cdot V_{0(n)} \cdot e^{j(n \cdot \omega \cdot t + \alpha_k)} \right) \right] + \frac{\partial^2 A}{\partial t^2} \right\} \quad (4.19)$$

A consideração de que as variações das grandezas são suficientemente lentas para se poder desprezar o atraso de propagação de ondas (onda quase estacionária), permite desprezar o efeito do potencial vetor A , associado à variação da indução magnética (44).

Assim, com $\frac{\partial A}{\partial t} \cong 0$ e, por consequência, $\frac{\partial^2 A}{\partial t^2} \cong 0$, a equação (4.19) torna-se

$$E = \frac{\varepsilon \cdot \omega}{\sigma} \left\{ \text{grad} \left[\sum_1^n \left(n \cdot V_{0(n)} \cdot e^{j(n \cdot \omega \cdot t + \alpha_k)} \right) \right] \right\} \quad (4.20)$$

A rigor, a melhor abordagem seria utilizar a equação (4.15), que representa a distribuição do potencial escalar elétrico complexo, num domínio tridimensional contendo interface entre dois materiais (isolante sólido-isolante líquido), com condutividade e permissividade elétrica diferentes, avaliando sollicitação dielétrica nessas interfaces, para compará-las com sua suportabilidade dielétrica.

Definir-se-iam as condições de contorno de Dirichlet, onde o valor do potencial escalar elétrico complexo é especificado (equação 4.1) e condições de contorno de Neumann, onde a derivada normal do potencial escalar elétrico complexo é definida e especificada.

Contudo, face à dificuldade de se obter detalhes internos de projeto da estrutura isolante das unidades capacitivas em foco (geometria, dimensões, espessura do filme de isolamento sólido, espessura "interlayers" onde o filme de óleo se estabelece, entre cada bobina de isolante sólido, dimensões das folhas de eletrodos de alumínio, permissividade e condutividade elétrica de todos os materiais envolvidos), e dos aspectos termodinâmicos, cuja modelagem é extremamente complexa e que afetam, em conjunto com a intensidade de campo elétrico, no comportamento dielétrico do sistema isolante, essa análise detalhada não será realizada nesse trabalho.

A equação (4.20) nos permite concluir que o valor máximo da intensidade de campo elétrico a que estaria submetido o sistema dielétrico da unidade capacitiva, para uma excitação do tipo senoidal complexa, com harmônicas incluídas, estaria associado ao gradiente de potencial entre pontos desse sistema dielétrico onde, num instante de tempo t determinado, o valor instantâneo da tensão aplicada é máxima.

No caso específico da equação (4.20), isso aconteceria quando todas as formas da ondas da tensão, desde a componente a frequência fundamental ($n=1$) até suas harmônicas, cujas amplitudes fossem consideradas significativas, se combinassem no tempo e produzissem o valor máximo da forma de onda composta.

$$V_{total}(t) = \sum_1^n V_{0(n)} \cdot e^{j(n \cdot \omega \cdot t + \alpha_k)}$$

Para as condições recomendadas por normas, baseados nos ensaios de laboratório onde a tensão de aplicação é somente a de frequência fundamental ($n=1$), o valor da intensidade de campo elétrico seria,

$$E_{norma} = \frac{\varepsilon \cdot \omega}{\sigma} \left[\text{grad} \left(V_0 \cdot e^{j(\omega \cdot t + \alpha)} \right) \right] \quad (4.21),$$

sendo seu valor máximo permissível, obtido para a condição

$$E_{norma}^m = \frac{\varepsilon \cdot \omega}{\sigma} (\text{grad } V_0) \quad (4.22)$$

As equações (4.21) e (4.22) nos permite estabelecer a seguinte conclusão:

Se o sistema dielétrico das unidades capacitivas suporta, sem perda de vida útil, a aplicação de um potencial escalar elétrico complexo, como descrito pelas equações (4.21), durante um intervalo de tempo t , então uma solicitação dielétrica similar, descrita pelo potencial escalar elétrico complexo, como na equação (4.20), será igualmente suportável, durante o mesmo tempo t , desde que sua forma de onda seja envolvida pela primeira.

Ou seja, se $E \leq E_{norma}^m$, a condição é satisfeita.

A afirmação anterior impõe limites ao modelo de tal sorte que, se a forma de onda da função potencial da equação (4.20) não puder ser envolvida pela forma de onda da função potencial da equação (4.21), o modelo não poderá ser diretamente aplicado.

Isso poderia ocorrer se todo um espectro de componentes harmônicas estivesse presente na função potencial da equação (4.20), conduzindo a uma forma de onda quadrada, cujo comportamento físico no isolamento pode diferir bastante daquele avaliado nos ensaios de laboratório, com uma tensão senoidal.

Contudo, para o casos de sobretensões temporárias (ondas quase estacionárias), como é o nosso caso, somente uma ou duas componentes de frequência natural de oscilação deverão estar superpostas à onda de frequência fundamental, o que permite validar o critério.

Por outro lado, como PDIV é um valor instantâneo, que poderia ser excedido a cada semi-ciclo da onda de tensão aplicada, poder-se-ia avaliar essa suportabilidade através da comparação do número de semi-ciclos que se espera aplicar ao dielétrico, com aqueles estabelecidos pelas recomendações de norma, através da duração; a questão da limitação do número máximo de 300 aplicações combinadas, durante a vida útil, ficaria automaticamente equacionada.

Assim, pode-se estabelecer um critério de avaliação da suportabilidade do sistema dielétrico da unidade capacitiva, através de um limitador aplicado aos oscilogramas das simulações, digitais ou analógicas, de forma que os valores de tensão instantâneos obtidos nessas simulações não excedam ao valor instantâneo correspondente à suportabilidade, sem redução de vida útil, em cada semi-ciclo da onda de tensão.

Esse balizador poderá, em primeira aproximação, ser representado pelo valor máximo (V_0) da onda de tensão utilizada nas recomendações de norma.

4.2 Geração do Critério para Avaliação da Suportabilidade Dielétricas de Unidades Capacitivas

Como já mencionado, a redução de vida útil do sistema dielétrico do isolante das unidades capacitivas está associada ao nível máximo permissível de descargas parciais internas à estrutura isolante e à duração permissível deste processo de descargas parciais, esta última voltada ao caso das sobretensões temporárias.

Tanto este nível máximo permissível quanto sua duração estão vinculados aos níveis de campo elétrico máximos que podem ser aplicados ao dielétrico, para o início das descargas parciais (PDIV), bem como a duração entre o tempo em que esse campo é excedido e o retorno às condições abaixo desse nível (PDEV).

O processo é cumulativo e progressivo ao longo da vida do isolamento, mesmo quando condições normais de serviço são a ele aplicadas [26], o que implica dizer que tanto a *Tensão de Início de Descargas Parciais* (PDIV) quanto a de *Extinção* (PDEV) reduzem-se com o tempo, devido à degradação natural do dielétrico.

Como procedimento de geração do critério que se propõe dividiremos, inicialmente, a abordagem da avaliação da suportabilidade em duas partes, quais sejam:

- a) Avaliação das Sobretensões Transitórias Máximas Admissíveis;
- b) Avaliação das Sobretensões Temporárias ou de Curta Duração, por Energização dos Bancos de Capacitores.

Para tanto, estarão sendo utilizados os valores das Tabela 2.2.1 e 2.2.2 (recomendados por normas), apresentados no Item 2.2 do Capítulo 2 desse trabalho.

No sentido de melhor visualizar o desenvolvimento do critério global, será feita a consideração de que a forma de onda total da sobretensão de manobra, desde o instante inicial ($t=0$) até o momento em que ela atinge seu valor de regime ($t=\infty$), passa por várias fases bem caracterizadas, representadas esquematicamente na Figura 4.2.1 [41, 48].

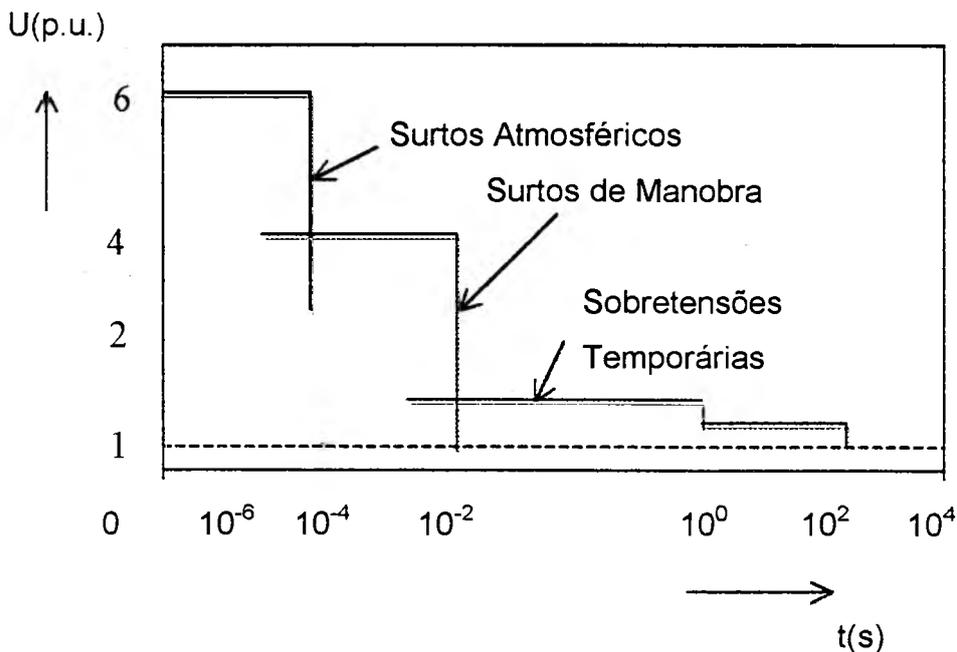


Figura 4.2.1 – Representação Esquemática dos Diversos Tipos de Sobretensões [41,48]

Com base na Figura 4.2.1, pode-se dizer que o período correspondente às sobretensões transitórias de manobra ocorre na faixa dos primeiros dois ciclos iniciais, da frequência fundamental (até cerca de 33 ms); a ele estaríamos associando o item (a) anterior, ou seja, à “Avaliação das Sobretensões Transitórias Máximas Admissíveis”

De forma similar, o período correspondente às sobretensões temporárias, estaria iniciando logo após o término do período transitório mencionado, indo até o regime permanente (1,0 pu, ou seja, no entorno da tensão nominal).

A este último estaríamos, similarmente, associando ao item (b) anterior, ou seja, à “Avaliação das Sobretensões Temporárias ou de Curta Duração”.

4.2.1 Avaliação das Sobretensões Transitórias Máximas Admissíveis

Utilizando os valores da Tabela 2.2.1 do Capítulo 2 que, transcreveremos abaixo, nomeando-a como Tabela 4.2.1.1,

Número de Transitórios por Ano	Valor Máximo Permissível (pu da tensão nominal)
40	4,0
400	3,4
4.000	2,9

Tabela 4.2.1.1 – Sobretensões Transitórias Máximas Admissíveis [5]

Para essa primeira parte da avaliação, bastará comparar os Valores Máximos Permissíveis (2ª. coluna da Tabela 4.2.1.1) com o maior valor transitório (período inicial de, no máximo dois ciclos da frequência fundamental) obtido em cada simulação, para casos de energização do(s) banco(s), de aplicação e eliminação de faltas envolvendo inclusive a descarga dos bancos de capacitores presentes e de reignição nas câmaras de extinção de arco dos disjuntores dos bancos de capacitores, quando da abertura de correntes capacitivas, durante sua desenergização.

Na determinação do número de transitórios por ano, seriam computadas as ocorrências de sobretensões transitórias em cada banco de capacitores em análise, levando-se em conta:

- a) O número de manobras anuais de energização de cada banco de capacitores, ressaltando-se que, em caso de existência de mais de um banco, aqueles já energizados recebem múltiplos estresses devidos a sua própria energização mais os efeitos da manobra dos que estão sendo conectados, posteriormente (N_E).
- b) O número de ocorrências esperadas de sobretensões por aplicação e eliminação de faltas próximas à subestação ou nela mesma, que estaria vinculado ao desempenho das linhas de transmissão que chegam à subestação e da própria subestação (N_{CC}).

Existe aqui uma consideração conservativa, em que se supõe que todos os desligamentos calculados, de linha ou subestação, função de seu desempenho a descargas atmosféricas, geram arco de potência e, por consequência, curtos-circuitos.

- c) O número esperado de sobretensões nos bancos de capacitores, por reignição dos seus disjuntores, quando da abertura de correntes capacitivas, está associado à probabilidade de reignição dos disjuntores envolvidos, multiplicado pelo número eventos anuais de sobretensão nesses equipamentos, calculados à similaridade do que foi feito no sub-item (a) anterior (N_R).

Enfatiza-se que o conceito de um disjuntor ser completamente livre de reignição (*"restrike free"*) é bastante questionável, quando se trata de um número elevado de manobras de abertura de correntes dos bancos de capacitores, pois não existe garantias de que o número esperado de reignições seja realmente desprezível [18,38,40].

Em resumo, o número total esperado de ocorrência/ano (N_T) será calculado como:

$$N_T = N_E + N_{CC} + N_R \quad (4.2.1)$$

4.2.2 Avaliação das Sobretensões Temporárias ou de Curta Duração, por Energização dos Bancos de Capacitores

De maneira similar, utilizando os valores da Tabela 2.2.2 do Capítulo 2 que, transcreveremos abaixo, nomeando-a como Tabela 4.2.2.1.

Duração	Sobretensão Máxima (pu) (*)
15 ciclos	2,00
1 seg.	1,70
15 seg.	1,40
1 min.	1,30
30 min.	1,25

Tabela 4 2.2.1 – Sobretensões Máximas Admissíveis, de Curta Duração [5]

(*) – Esses valores (sem perda de vida útil) correspondem a sobretensões de 60 Hz, não incluídas harmônicas e estão associadas a um número combinado de ocorrências menores do que 300 vezes, durante a vida útil. Também estão associadas a temperaturas abaixo de zero graus Celsius, podendo ser superiores para temperaturas elevadas, segundo recomendação dos fabricantes.

Em concordância com o que foi mencionado ao final do item 4.1, a Tabela 4.2.2.1 terá sua coluna “Duração” convertida em “Número Máximo de Semi-Ciclos Permissíveis por Manobra, Sem Perda de Vida Útil”.

Essa conversão ocorrerá da seguinte forma:

- a) Computa-se o número de bancos de capacitores manobráveis, existentes no mesmo barramento (N_B);
- b) Computa-se o número de manobras diárias por banco de capacitores manobrável, existente no mesmo barramento (N_S);

c) Computa-se o número médio de eventos de solicitação de sobretensão previstos para cada banco de capacitores da subestação (N_D);

Por exemplo, para uma manobra diária por banco ($N_S=1$), havendo dois bancos de capacitores manobráveis ($N_B=2$), o primeiro a ser energizado sofrerá solicitações dielétricas de sua própria energização, acrescido daquela correspondente à energização segundo banco; o segundo só sofrerá estresses de sua própria energização.

Como qualquer dos dois bancos pode ser o primeiro a ser energizado, ao longo da vida útil, seria muito conservativo considerar dois eventos de solicitação para ambos.

Opta-se, então, com considerar uma média de eventos para cada um deles, calculada da seguinte forma:

$$N_D = \frac{\sum_{i=1}^{N_b} i}{N_B} \cdot N_S, \quad (4.2.2.1)$$

resultando, para o exemplo em pauta, com $N_B = 2$ e $N_S = 1$, em

$$N_D=1,5$$

d) Com N_D , computa-se o número médio de ocorrências de solicitação dielétrica esperado, durante sua vida útil (N_{SD})

$$N_{SD} = N_{dias} \cdot N_{vida} \cdot N_D, \text{ onde} \quad (4.2.2.2)$$

N_{dias} = nº de dias de energização/ano (igual a 365, se nada for indicado);

N_{vida} = Vida útil considerada para o equipamento (igual a 25 anos, se nada for indicado);

e) Utilizando-se os valores da coluna “Duração”, da Tabela 4.2.2.1, calcula-se o número de semi-ciclos de tensão a frequência fundamental, forma de onda considerada na geração dos limites da Tabela original, associado à cada valor limite de sobretensão (segunda coluna).

Por exemplo, para o limite de 2,00 pu, a duração correspondente é de 15 ciclos de 60 Hz, ou seja, $15 \times 2 = 30$ semi-ciclos dessa onda de tensão. Com o limite máximo combinado de 300 ocorrências na vida útil, têm-se $30 \times 300 = 9.000$ semi-ciclos permissíveis por norma.

f) Com o número de semi-ciclos obtidos no item (d), para cada valor de tensão suportável da Tabela 4.2.2.1 e com N_{SD} , calcula-se a coluna de “Número Máximo de Semi-Ciclos Permissíveis por Manobra, Sem Perda de Vida Útil”, associada aos valores de tensão suportável admissíveis.

No mesmo exemplo anterior teríamos 2,0 pu permissível por 9.000 semi-ciclos de frequência fundamental, ao longo da vida útil, ou seja, Número Máximo de Semi-Ciclos Permissíveis por Manobra, sem Perda de Vida Útil = $9.000 / (365 \times 25 \times 1,5) = 0,66$ semi-ciclos (ou duração de 5,48 ms), em cada energização simulada.

Esse mesmo procedimento, que foi executado utilizando-se as recomendações de norma, pode ser perfeitamente adaptado às curvas limite de suportabilidade, que eventualmente algum fabricante disponibilize.

As figuras a seguir mostram a validade da aplicação do critério, quando componentes harmônicas estão superpostas à componente fundamental, em concordância com o que foi mencionado no Item 4.1.

Como exemplo, são apresentadas em duas situações; uma delas quando existe uma só frequência superposta à frequência fundamental (Figuras 4.2.2.1 – fundamental + 900 Hz) e a outra, quando existem duas frequências superpostas (Figuras 4.2.2.2 – fundamental + 1.500 Hz + 3.000 Hz).

Nas Figuras 4.2.2.1 e 4.2.2.2, as componentes harmônicas estão em fase com a fundamental (60 Hz).

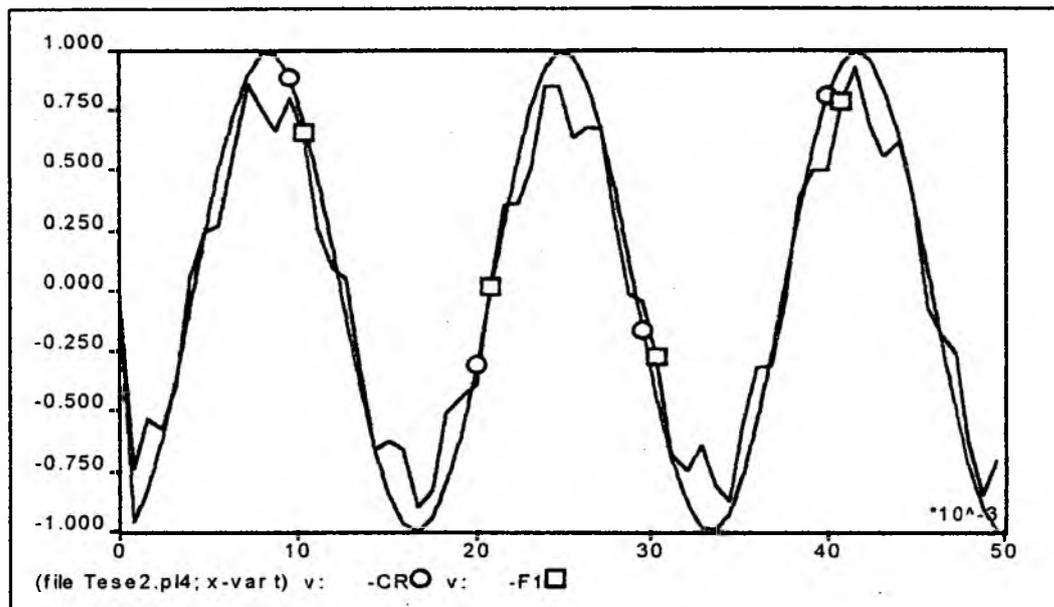


Figura 4.2.2.1 – Solicitação - F1 (60Hz+900Hz) versus Suportabilidade - CR (60Hz)

Para a Figura 4.2.2.1, considerou-se em F1, uma componente a frequência fundamental com valor máximo instantâneo de 0,80 pu e uma componente de 900 Hz superposta, com 0,14 pu (17,5% da fundamental); para a suportabilidade, uma onda de frequência fundamental, com valor máximo instantâneo de 1,00 pu.

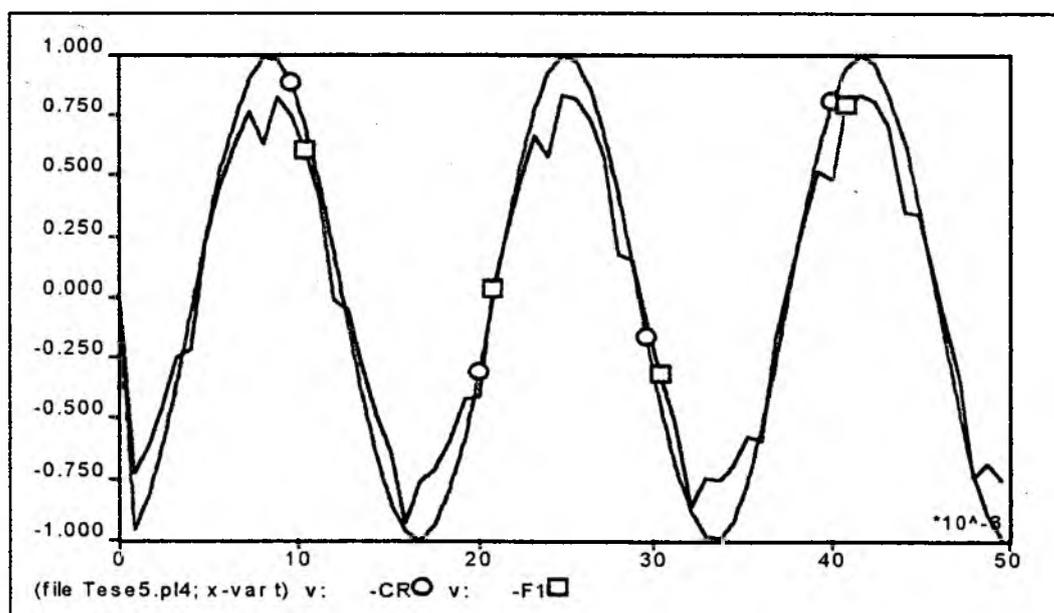


Figura 4.2.2.2 – Solicitação-F1 (60Hz/1,5 kHz/3,0 kHz) X Suportabilidade -CR (60Hz)

Na Figura 4.2.2.2, F1 contém uma componente a 60 Hz com valor máximo de 0,80 pu e duas componentes harmônicas superpostas; uma de 1,5 kHz e outra de 3,0 kHz, cada uma com 0,08 pu (10% da fundamental); para a suportabilidade, a mesma onda de 60 Hz, com valor máximo de 1,00 pu.

A figura 4.2.2.3 mostra que, mesmo considerando o efeito da defasagem entre a componente harmônica (900 Hz) e a fundamental, a conclusão se mantém.

Ela repete as condições da Figura 4.2.2.1, para defasagens entre componente harmônica e componente fundamental, de 0, -90 e -180 graus elétricos.

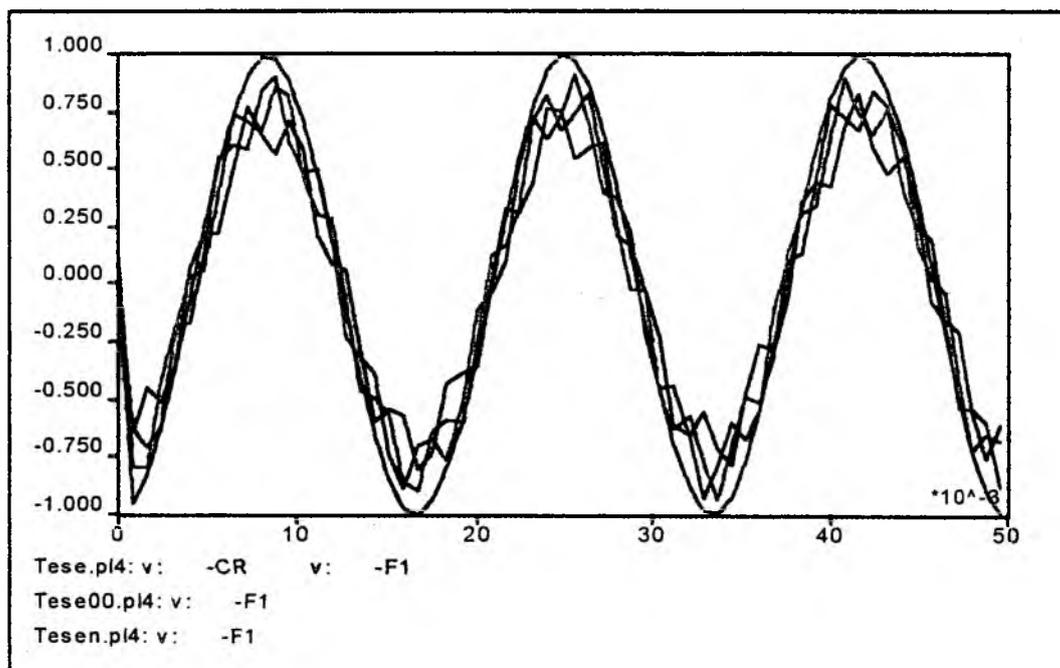


Figura 4.2.2.3 – Efeito da Defasagem entre Fundamental e Harmônica

Desta forma, é possível criar balizadores a serem superpostos aos oscilogramas das simulações de transitórios de manobra de bancos de capacitores, com valores iguais aos valores máximo instantâneos das solicitações de tensão permissíveis.

Como cada balizador terá um número máximo definido de semi-ciclos da onda de frequências fundamental permissível, em cada nível aceitável de sobretensão, bastará observar visualmente nos oscilogramas, se e em qual situação os limites foram excedidos.

A partir daí, diversas medidas poderão ser tomadas, desde a verificação da representação de perdas resistivas usadas nas simulações (aumento do amortecimento das sobretensões temporárias), até medidas em que haja o aumento da suportabilidade, caso a solicitação seja excedida (aumento do número de unidades série-paralelo, por exemplo).

CAPÍTULO 5

UM CASO DE APLICAÇÃO DO CRITÉRIO PROPOSTO

5.1 Introdução

Neste Capítulo será feita uma aplicação do critério proposto, em um caso real de energização de um dos três bancos de capacitores da subestação de Gravataí 230 kV, cujos estudos de definição de dois deles foram realizados em 1999 [14].

O referido estudo envolveu diversos aspectos de solicitações de sobretensões transitórias e temporárias de manobra de bancos de capacitores, rejeições de carga nos sistemas adjacentes (230 e 500 kV), transitórios de aplicação e eliminação de curtos-circuitos, manobras de abertura de disjuntores e sobretensões de origem atmosférica, incidindo na subestação provenientes das linhas de transmissão.

Através de seus resultados, foram avaliadas as suportabilidades das unidades capacitivas dos novos bancos de capacitores e de todos os demais equipamentos da subestação, dos transformadores de corrente e das bobinas de bloqueio das linhas de transmissão, devido às correntes de "inrush" dos bancos, dos supressores de surto nela existentes (para-raios), da tensão de restabelecimento transitória dos disjuntores e das sobretensões transitórias de alta frequência, que atingem as subestações vizinhas, durante a manobra dos referidos bancos.

5.2 Descrição do Estudo de Manobra de Banco de Capacitores

A subestação de Gravataí 230 kV, da CEEE, já dispunha de um banco de capacitores manobrável, de 100 MVAR.

Adicionalmente, estudos de compensação reativa, realizados pela Eletrosul, recomendaram a instalação de mais 200 MVAR de bancos de capacitores manobráveis, a serem instalados no mesmo barramento, divididos em dois conjuntos de 100 MVAR.

Isso levou ao fornecimento dos módulos completos (bancos, disjuntores e demais equipamentos), pela empresa Schneider Electric Alta Tensão e, por consequência, ao estudo das solicitações elétricas a todos os equipamentos da subestação.

As unidades capacitivas foram fornecidas pela Nokian Capacitors, Finlândia, empresa associada ao Grupo Schneider.

As Figuras 5.2.1 e 5.2.2, apresentam diagramas unifilares mostrando as configurações do sistema, para os anos em estudo, 1999 e 2000, respectivamente.

Estas configurações foram modeladas em programa digital e seus parâmetros e condições de operação previstas, devidamente calculado e ajustados.

Os estudos de simulação digital foram realizados utilizando-se o programa ATP (Alternative Transients Program); todos os elementos das redes elétricas, cujos diagramas unifilares estão mostrados nas Figuras 5.2.1 e 5.2.2, foram representados trifásicamente.

As linhas de transmissão foram representadas por parâmetros distribuídos; os transformadores da SE Gravataí, através de modelos trifásicos, incluindo saturação.

Os trechos de barramentos da subestação, incluindo os módulos de entrada e saída de linhas e transformadores, foram representados com suas resistências e indutâncias.

Para limitar a representação da rede, foram confeccionados equivalentes Thévenin, através de suas impedâncias de curto-circuito vistas das barras limites, nas redes de seqüências positiva e zero; estas impedâncias são convertidas para impedâncias equivalentes trifásicas pelo próprio programa de simulação, através de uma transformação de similaridade do tipo componentes simétricas (Fortescue).

As fontes de tensão interna desses equivalentes (fontes de tensão Thévenin), foram representadas como fontes senoidais trifásicas, do tipo $V(t) = V_{máx} \cdot \cos(\omega t + \phi)$, defasadas de 120° elétricos entre cada fase.

Os valores de $V_{máx}$ e ϕ , em cada uma delas, foram ajustados para reproduzir a condição inicial de tensão e corrente em todas as barras e componentes dos sistema representado, antes da manobra de cada banco de capacitores (fluxo de potência na rede em regime permanente, carga intermediária).

As cargas foram representadas por equivalentes *R-L série*, com alguma variação daquela já tradicionalmente usada no setor elétrico.

Esta variação (parâmetros de seqüência positiva finitos e de seqüência zero, infinitos) teve por finalidade reduzir amortecimentos, que na realidade não existem.

Os parâmetros do circuito equivalente *R-L* das cargas, foram calculados com base nos valores da potência equivalente, P (parte ativa) e Q (parte reativa), vistos das barras, e da tensão em cada barra, para condições de carga intermediária (antes da ponta de carga), quando os bancos de capacitores deverão, teoricamente, serem energizados.

Os supressores de surto (para-raios de óxido de zinco) foram representados pelas suas características de operação V_{xl} , fornecidas por seus fabricantes.

As capacitâncias parasitas dos principais equipamentos existentes na subestação de Gravataí 230 kV e das subestações vizinhas (transformadores, transformadores de potencial capacitivos, transformadores de correntes, barramentos, disjuntores, chaves seccionadoras, supressores de surto) foram representados, como capacitâncias concentradas.

Isto permitiu evitar que, em transitórios em frequências elevadas, que atingissem partes do sistema representadas por terminações puramente indutivas, fossem obtidos resultados extremamente conservativos, levando a conclusões até mesmo irreais.

Cada banco de capacitores foi representados por um equivalente trifásico, cujo diagrama unifilar é mostrado na Figura. 5.2.3, onde:

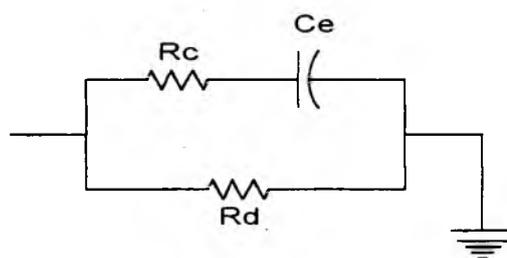


Figura 5.2.3 – Circuito Equivalente do Banco de Capacitores

R_c – resistência equivalente às perdas do banco de capacitores;

R_d – resistência equivalente do resistor de descarga do banco de capacitores;

C_e – Capacitância equivalente do banco de capacitores.

Não é vantajoso, neste tipo de estudo, representar o conjunto das unidades capacitivas do banco em detalhe, pois o ganho no resultado final é extremamente pequeno, comparado ao aumento das dimensões das matrizes de admitâncias de barra trifásica e, por conseqüência, o tempo de processamento.

Os parâmetros deste circuito equivalente foram gerados a partir das informações dos fabricantes (capacitância nominal, número de unidades série-paralelo, variação da capacitância e das perdas com a frequência e com a temperatura, tolerâncias de fabricação das unidades capacitivas, etc.)

O indutor limitador de corrente foi representado por um circuito linear $R-L$, com R calculado para suas perdas a frequência fundamental; quando necessário, corrigia-se a resistência do reator, em função da frequência predominante, segundo a expressão:

$$r(f) = \sqrt{\frac{f}{60}} \cdot r(60), \quad (5.1.1)$$

onde:

$r(60)$ - resistência equivalente das perdas do reator, a 60 Hz;

$r(f)$ - resistência equivalente, corrigida na frequência f ,

f - frequência harmônica predominante.

Os disjuntores que manobram os bancos de capacitores foram representados por chaves ideais trifásicas (sem pré-acendimentos iniciais), comandadas independentemente em cada fase, em tempos de fechamento especificados.

Para proceder à escolha dos tempos de fechamento que levassem aos maiores valores de tensão e corrente nos bancos de capacitores, foram realizados estudos estatísticos, tendo como variáveis aleatórias os instantes de fechamento de cada fase do disjuntor e o instante na onda de tensão em que a primeira o primeiro pólo do disjuntor iniciava a energização.

Para as variáveis de controle, escolheu-se os maiores valores instantâneos de tensão e corrente no banco de capacitores manobrado.

Neste pré-estudo estatístico, os instantes de fechamento dos pólos do disjuntor foram sorteados aleatoriamente numa distribuição Gaussiana (normal), em que a média (t_m) era definida pelo instante de fechamento na onda de tensão, sorteado em uma distribuição uniforme, entre 0 e 180° elétricos e o desvio padrão (σ) era de 0,917 ms, conforme informações dos fabricantes.

Desta forma, foram escolhidas as condições mais severas de energização desses bancos de capacitores, permitindo que a análise temporal, envolvendo os períodos de sobretensão transitória e temporária, fosse desenvolvida.

5.3 Preparação dos Critérios de Avaliação da Suportabilidade Dielétrica das Unidades Capacitivas dos Banco de Capacitores

A partir do que foi proposto nos itens 4.2.1 e 4.2.2 deste trabalho, os limites de suportabilidade correspondentes foram convertidos em Tabelas de Critérios, associadas tanto às características específicas dos bancos de capacitores e de suas unidades capacitivas, quanto às características intrínsecas do sistema de transmissão envolvido.

No item 5.3.1 a seguir, incluiremos mais um aspecto até o momento não comentado, que envolve aspectos de proteção do banco de capacitores e de que forma ele podem afetar a amplitude das sobretensões impostas às unidades capacitivas.

A Tabela 5.3.1 abaixo, apresenta as características básicas das unidades capacitivas e do banco de capacitores em discussão.

	Q(MVAr)	V _n (kV)	I _n (A)	C _n (μF)	Série/ Paral.	Tipo	Toler. Fase	Tol entre Fases	Perdas (W/kVar)
Banco	100	230	251	5,03	16/(2+2)	H	0/5%	3%	-
Unidade Capacitiva	0,521	8,3	62,8	20,1	4/10	-	5/10%	-	0,11

Tabela 5.3.1 – Características Básicas das Unidades Capacitivas e do Banco [4]

5.3.1 Elevação da Tensão nas Unidades Capacitivas Sãs, por Falha de Unidades Adjacentes

O esquema de proteção básico de um banco de capacitores se compõe do que se chama “proteção de primeira linha”, composta de fusíveis associados à cada unidade capacitiva (internos ou externos), que retira o elemento falhado (unidade completa ou parte da bobina capacitiva) em caso de curto-circuito, e “proteção de segunda linha” que, no caso específico, é constituída de uma “proteção contra desbalanço”, cuja finalidade é desligar todo o banco de capacitores, quando existe um desbalanço de impedâncias acima de um valor máximo admissível, provocado por uma série unidades capacitivas falhadas.

Isto é feito para que, através da atuação dos fusíveis, se evite a explosão da unidade capacitiva e, através da proteção de desbalanço, se impeça que uma distribuição de tensão inadequada nas unidades capacitivas remanescentes, faça com que valores acima de 10% de sua tensão nominal, sejam aplicados continuamente, o que as levaria rapidamente à danificação.

Em nosso caso, o esquema de ligação utilizado é do tipo ponte H aterrada, com TC de desbalanço de corrente; as unidades capacitivas dispõe de fusíveis internos.

Para este esquema, o caso mais severo de distribuição inadequada de tensão, ocorreriam nas unidades em paralelo com aquelas em que os fusíveis internos já haviam queimados, a um nível tal que a proteção de desbalanço estivesse na iminência de operar, para retirar o banco de serviço.

Isto aconteceria quando a sobretensão na unidade capacitiva fosse da ordem de 1,10 pu da tensão nominal da unidade capacitiva, ou seja, após terem sido fundidos 5 fusíveis internos, gerando uma relação de 0,80 entre a capacitância resultante da unidade capacitiva e aquela sem falha, conforme mostra a Tabela 5.3.1.1 [4].

Fusíveis Operados	Capacitância (μF)	Fator de sobretensão
0	20,1000	1,0000
1	19,5568	1,0124
2	18,9176	1,0274
3	18,1548	1,0459
4	17,2286	1,0692
5	16,0800	1,0997
6	14,6182	1,1410

Tabela 5.3.1 1 – Fatores de Sobretensão nas Unidades Capacitivas, quando da Queima de Fusíveis Internos [4]

Para uma formação com 16/(2+2), ou seja, 16 unidades série e 4 unidades em paralelo, estando uma delas com 5 fusíveis operados (rompidos), a distribuição de tensão é tal que, a tensão entre os terminais da outra unidade são, em paralelo, será maior do que sobre as demais unidades em série, no mesmo grupo.

Assim, calculando-se o fator de distribuição de tensão nessa unidade são, com base na tensão total fase-terra aplicada no banco,

$$kV_{remanescente} = 0,0689655 \cdot V_{F-T} \quad (5.3.1.1)$$

Sem nenhum elemento falhado, o fator de distribuição de tensão, na mesma unidade, será:

$$kV_{normal} = \frac{1}{16} \cdot V_{F-T} = 0,0625 \cdot V_{F-T} \quad (5.3.1.2)$$

Logo, relação entre esses fatores de distribuição de tensão mostrará o quanto a unidade capacitiva, em paralelo com a unidade falhada, terá de amplificação de tensão, antes que a proteção de desbalanço seguramente atue.

A relação entre os dois fatores será:

$$K = \frac{kV_{remanescente}}{kV_{normal}} = \frac{0,0689655 \cdot V_{F-T}}{0,0625 \cdot V_{F-T}} = 1,10345 \quad (5.3.1.3)$$

O fator K é o mesmo apresentado como fator de sobretensão na Tabela 5.3.1, diferindo em valor apenas por questão de precisão de cálculo.

Como já mencionado no Item 5.2, no modelo da Figura 5.2.3 a capacitância equivalente (C_e) representa a capacitância total do banco de capacitores e, dessa forma, não reflete diretamente a sobretensão aplicada à cada unidade capacitiva, que é o que nos interessa, ou seja, as sobretensões obtidas nas simulações atingem o banco de capacitores por completo (fase-terra).

Uma forma de considerar o efeito do fator K seria recalcular, numa dada fase, a capacitância equivalente (C_e) desbalanceada das demais, com base nos valores da Tabela 5.3.1.1; as sobretensões fase-terra obtidas nas simulações já levariam em conta esse efeito, através de um desbalanço adicional de impedâncias.

Contudo, esse processo poderia levar a um número relativamente grande de combinação de casos, além daquelas normalmente já realizadas.

Optou-se, então, por utilizar o artifício de reduzir os valores das suportabilidades, contidos nas Tabelas 4.2.1.1 e 4.2.2.1, dividindo-os por K , como mostrado abaixo:

Se V_S é a tensão suportável da unidade capacitiva, se $V_{F-T}/16$ é a tensão aplicada em uma das unidades capacitivas (16 unidades em série), sem nenhuma unidade falhada e K é o *fator de amplificação de tensão*, quando existe uma unidade falhada (5 fusíveis queimados), então,

$$V_S \geq \frac{V_{F-T}}{16} \cdot K, \text{ ou} \quad (5.3.1.4)$$

$$\frac{V_S}{K} \geq \frac{V_{F-T}}{16} \quad (5.3.1.5)$$

5.3.2 Tabela Limite de Sobretensões Transitórias Máximas Admissíveis

Número Esperado de Ocorrências (N_T)

Utilizando a equação (4.2.1), vem:

$$N_T = N_E + N_{CC} + N_R$$

a) Número de Médio Esperado de Ocorrências de Solicitação Dielétrica, devida a Energizações (N_E)

Do Item 4.2.2, N_D pode ser calculado pela expressão abaixo:

$$N_D = \frac{\sum_{i=1}^{N_B} i}{N_B} \cdot N_S,$$

com $N_B = 3$ (dois da Eletrosul +1 já existente na SE) e

$N_S = 1$ (uma manobra diária)

$$N_D = \frac{(1 + 2 + 3)}{3} \cdot 1 = 2 \text{ ocorrências diárias / banco}$$

O Número Médio Esperado de Ocorrências/ano (N_E), será:

$$N_E = N_D \cdot 365 = 2 \cdot 365 = 730 \text{ ocorrências anuais / banco ,}$$

b) Número de Curtos-Circuitos (N_{cc}):

Na falta de informações mais precisas quanto a ocorrência de curtos-circuitos na subestação considerou-se que:

b.1) A maioria dos defeitos passíveis de ocorrer no interior da SE Gravataí são devido a surtos de tensão por descargas atmosféricas, provenientes das linhas de transmissão, incidindo próximo à subestação e que trafegam até seu interior. As sobretensões assim obtidas são gerados por eventos considerados independentes.

Taxa de desligamento das LT's = 1 desligamento/100 km/ano.

b.2) Frentes de ondas de tensão de descargas atmosféricas passíveis de produzir disrupção em isoladores e, conseqüentemente, gerar curtos-circuitos por manutenção de arco de potência $\geq 500 \text{ kV}/\mu\text{s}$ [41, 45, 46].

b.3) Por efeito corona, a onda de tensão de descarga atmosférica, viajando nos condutores da linha de transmissão sofre atenuação e distorção da frente de onda. Será considerada uma distorção média de frente de onda, da ordem de $= 0,62 \mu\text{s}/\text{km}$ [45,46].

b.4) Para a suportabilidade máxima da cadeia de isoladores, onde será suposto ocorrer a falha de isolamento na linha de transmissão, tem-se:

- CFO = 1.980 kV, ou valor de 50% de probabilidade de "flashover", para uma cadeia de uma linha de transmissão em 230 kV;
- Desvio padrão da isolação = 3,0% - descargas atmosféricas [47];
- Sobretensão máxima estatística ou tensão com 2% de probabilidade de disrupção no isolamento ($V_{2\%}$) \Rightarrow n° de desvios padrões = 2,05

$$V_{2\%} = 1.980 * (1 + 2,05 * 0,03) = 2.101,77 \text{ kV}_{\text{crista}}$$

Assim, supondo que a onda de tensão, no momento da descarga através do isolador, tenha uma frente de onda infinita, o tempo máximo de tráfego do surto de tensão, de maneira que ele tivesse uma frente de onda de, no mínimo, 500 kV/ μ s, ao chegar na subestação, será:

$$t_s = 2101,77/500 = 4,20 \mu s$$

A distância máxima da subestação, para a ocorrência dessa descarga, será:

$$d = 4,20/0,620 = 6,70 \text{ km}$$

Para o número de desligamentos considerado para as linhas de transmissão, tem-se o número de curtos-circuitos (N_{cc}), igual a,

$$N_{cc} = 1 \text{ desl./100 km-ano} * 6,70 \text{ km} = 0,0670 \text{ desligamentos/ano. Com 19 linhas chegando à subestação} \Rightarrow N_{cc} = 0,067 * 19 = 1,273 \text{ ocorrências anuais/banco.}$$

c) Número Anual de Reignições de Disjuntores, para Abertura de Corrente Capacitiva (N_R)

A despeito dos disjuntores serem do tipo “restrike free”, face a manobras diárias ao longo de sua vida útil (25 anos) considerou-se, de forma conservativa, que poderia haver uma baixa probabilidade, da ordem de 0,5%, para a sua ocorrência [40].

Assim, $N_R = N_E \times 0,005$, ou,

$$N_R = 730 \times 0,005 = 3,65 \text{ ocorrências anuais/banco.}$$

O Número Total de Ocorrências (N_T), será:

$$N_T = 730 + 1,273 + 3,65 = 734,92 \text{ ocorrências anuais/banco}$$

Pode-se observar que N_T é praticamente igual a N_E , o que permite dizer que seria suficiente calcular N_E .

A Tabela 5.3.2.1 caracteriza a Tabela Limite de Sobretensões Transitórias Máximas Admissíveis.

Número de Transitórios por Ano	Valor Máximo Permissível (pu da tensão nominal)	Valor Máximo Permissível (kV _{crista})
40	3,6250	680,75
400	3,0812	578,63
4000	2,6280	493,52

Tabela 5.3.2.1 – Tabela Limite de Sobretensões Transitórias Máximas Admissíveis

Em resumo, para $N_T = 735$ ocorrências/ano, o valor da Sobretensão Transitória Máxima Suportável estaria entre 2,63 e 3,08 pu da tensão nominal.

Conservativamente, será considerado o limite inferior, ou seja, da ordem de 2,63 pu. A aplicação de interpolação seria justificável se houvesse um número maior de pontos na tabela, que permitisse maior confiança nos por ela obtidos.

Dito de outra forma, será utilizado um balizador de 2,63 pu (493,52 kV_{crista}), sobre os oscilogramas de sobretensão de manobra de energização dos bancos de capacitores de tal forma que, se ocorrer um pico de sobretensão acima dele, no período transitório (um a dois ciclos iniciais), ele é considerado inaceitável.

5.3.3 – Tabela Limite de Sobretensões Temporárias ou de Curta Duração, por Energização dos Bancos de Capacitores

O fator de amplificação K , aplicável aos valores máximos admissíveis da Tabela 4.2.2.1, já foi calculado no Item 5.3.1.

Para o número de semi-ciclos máximo admissível, em cada patamar de tensão suportável, aplicando o procedimento descrito em 4.2.2, tem-se:

$$N_{SD} = N_{dias} \cdot N_{vida} \cdot N_D$$

Do item 5.3.2 (a), $N_D = 2$ ocorrências/dia

Com $N_{dias} = 365$ dias e $N_{vida} = 25$ anos, chega-se a

$$N_{SD} = 365 \cdot 25 \cdot 2 = 18.250 \text{ ocorrências/vida útil}$$

A partir dos valores da coluna "Duração", da Tabela 4.2.2, Item 4.2 deste trabalho, monta-se a Tabela 5.3.3.1 abaixo.

Número Máximo de Semi-Ciclos Permissíveis por Manobra		Sobretensão Temporária Máxima Admissível, sem Perda de Vida Útil	
p/ 2 Manobras diárias	p/ 1 Manobra diária	(pu)	(kV _{crista})
0,25	0,5	1,813	340,47
1	2	1,541	289,39
15	29	1,269	238,31
59	118	1,178	221,22
1.775	3.550	1,133	212,77

Tabela 5.3.3.1 - Sobretensões Temporárias Máximas Admissíveis, Função do Número Máximo de Semi-Ciclos Permissíveis por Manobra, Sem Perda de Vida Útil

Com isso, têm-se os balizadores a serem utilizados para avaliar o período de sobretensões temporárias, durante a análise dos oscilogramas de tensão.

5.3.4 Aplicação dos Balizadores aos Oscilogramas de Tensão do Estudo de Energização dos Bancos de Capacitores

Afim de melhor identificar os elementos manobrados, a Figura 5.3.4.1 mostra um desenho esquemático dos bancos de capacitores considerados no estudo.

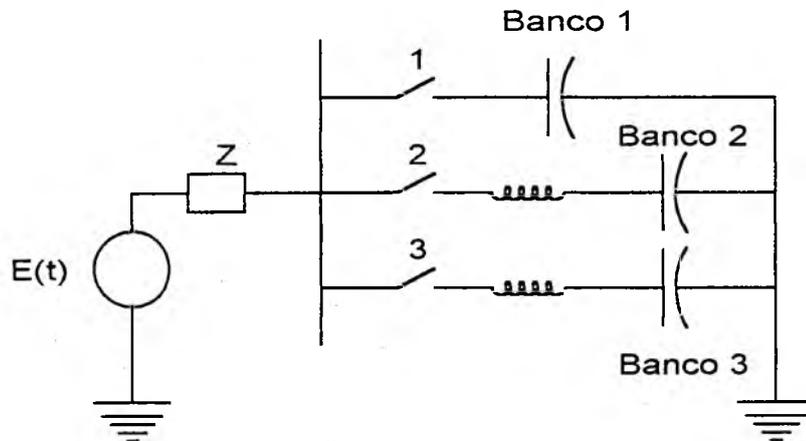


Figura 5.3.4.1 – Diagrama Esquemático da Manobra dos Bancos de Capacitores

As chaves 1, 2 e 3 representam os disjuntores que manobram cada banco de capacitores.

As Tabelas 5.3.4.1/A e 5.3.4.1/B resumem os casos selecionados para demonstração neste trabalho, provenientes do universo de casos processados no estudo real [14].

Por simplificação, será utilizada a notação abaixo:

- B1 – Banco 1 - Banco de 100 MVAR já existente na subestação;
- B2 – Banco 2 - Banco de 100 MVAR, novo;
- B3 – Banco 3 - Banco de 100 MVAR, novo.

Descrição	Ano	Variável	Local	Manobra Diária	Figura
Energização de B2, B1 presente, indutor de B2, sem perdas ($R=0$)	1.999	Tensão (A,B,C)	B2	2	5.2.4.2
Energização de B3, B1 e B2 presentes, indutor de B2 e B3, sem perdas ($R=0$)	1.999	Tensão (C)	B2	1	5.2.4.3/A
Energização de B3, B1 e B2 presentes, indutor de B2 e B3, sem perdas ($R=0$)	1.999	Tensão (C)	B2	2	5.2.4.3/B
Energização de B3, B1 e B2 presentes, indutor de B2 e B3, com perdas ($R\neq 0$)	1.999	Tensão (C)	B2	2	5.2.4.3/C
Energização de B3, B1 e B2 presentes, indutor de B2 e B3, sem perdas ($R=0$)	1.999	Tensão (C)	B3	2	5.2.4.4/A
Energização de B3, B1 e B2 presentes, indutor de B2 e B3, com perdas ($R\neq 0$)	1.999	Tensão (C)	B3	2	5.2.4.4/B
Energização de B3, B1 e B2 presentes, indutor de B2 e B3, com perdas ($R\neq 0$)	2.008	Tensão (C)	B2	1	5.2.4.5/A
Energização de B3, B1 e B2 presentes, indutor de B2 e B3, com perdas ($R\neq 0$)	2.008	Tensão (C)	B2	2	5.2.4.5/B
Energização de B3, B1 e B2 presentes, indutor de B2 e B3, com perdas ($R\neq 0$)	2.008	Tensão (C)	B3	1	5.2.4.6/A

Tabela 5.3.4.1/A – Resumo dos Casos Processados [14]

Descrição	Ano	Variável	Local	Manobra Diária	Figura
Energização de B3, B1 e B2 presentes, indutor de B2 e B3, com perdas ($R \neq 0$)	2.008	Tensão (C)	B3	2	5.2.4.6/B
Energização de B3, B1 e B2 presentes, indutor de B2 e B3, com perdas função da frequência $R(f=1,25 \text{ kHz})$	2.008	Tensão (C)	B3	1	5.2.4.7/A
Energização de B3, B1 e B2 presentes, indutor de B2 e B3, com perdas função da frequência $R(f=1,25 \text{ kHz})$	2.008	Tensão (C)	B3	1	5.2.4.7/A

Tabela 5.3.4.1/B – Resumo dos Casos Processados [14]

Os balizadores apresentados nos oscilogramas envolvem, de forma contínua, tanto a Tabela 5.3.2.1 (Parte Transitória da Sobretensão), quanto a Tabela 5.3.3.1 (Parte Temporária da Sobretensão).

O primeiro patamar corresponde ao valor de 2,63 pu ($493,52 \text{ kV}_{\text{crista}}$) (Tabela 5.3.2.1); os demais patamares, aos valores da Tabela 5.2.3, até 1,27 pu ($238,31 \text{ kV}_{\text{crista}}$).

A duração foi obtida convertendo-se em tempo, o número de semi-ciclos permissíveis, para cada patamar; para o primeiro patamar, considerou-se uma duração da ordem de 2 ciclos, para levar em conta a extinção do “período transitório” da sobretensão.

Na Figura 5.3.4.2, manobra do Banco 2, estando somente o Banco 1 já energizado, vê-se que, mesmo com uma representação mais simplificada do indutor limitador de corrente, ainda é possível concluir que até duas manobras diárias desse banco seria permissível, em termos de suportabilidade dielétrica.

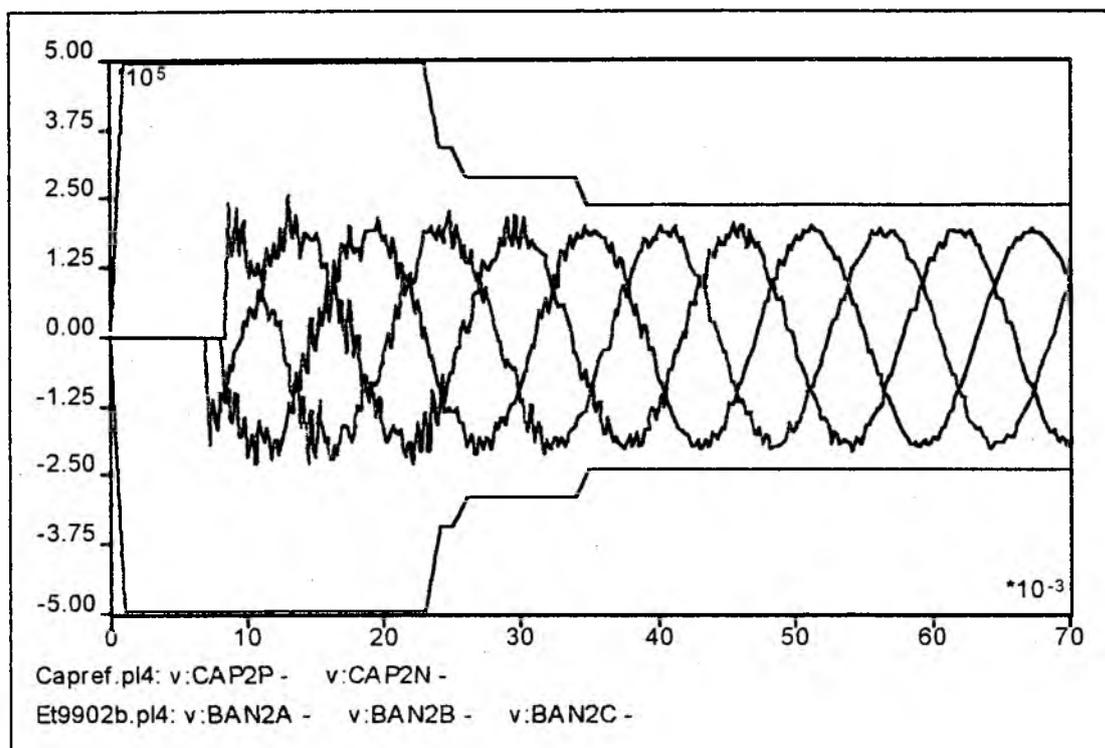


Figura 5.3.4.2 – Tensão no Banco 2 - Energização do Banco 2, Banco 1 Presente – Indutor sem Perdas – Fases A, B e C – 1999 – Duas Manobras Diárias

Para a tensão no Banco 2, quando da energização do Banco 3, no caso em que os Bancos 1 e 2 já estão em operação (Figuras 5.3.4.3 A/B), o número de manobras diárias permissíveis, para os Bancos 2 e 3 se reduz a uma, para a mesma representação do indutor limitador de corrente sem perdas ($R=0$).

Ao serem representadas as perdas do indutor, através de uma resistência equivalente, com parâmetros calculados a 60 Hz ($R \neq 0$), torna-se possível adotar duas manobras diárias, para esses bancos (Figura 5.3.4.3/C).

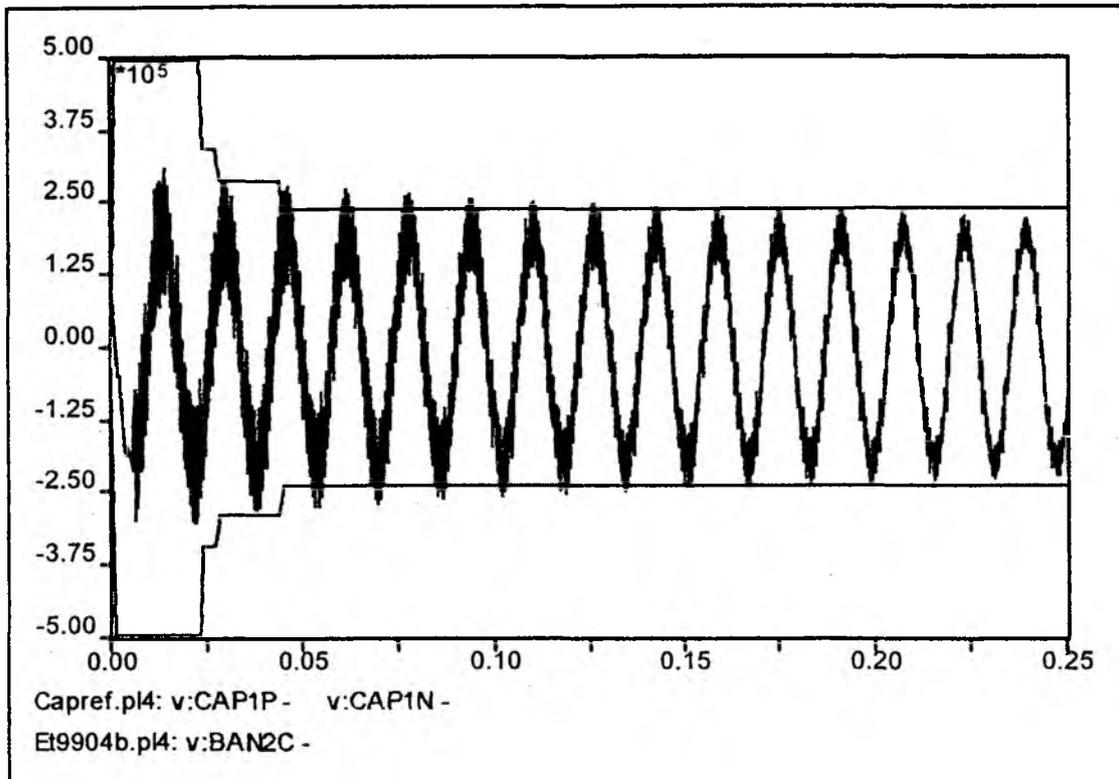


Figura 5.3.4.3/A – Tensão no Banco 2 - Energização do Banco 3, Banco 1 e 2 Presentes – Indutor sem Perdas – Fase C – 1999 – Uma Manobra Diária

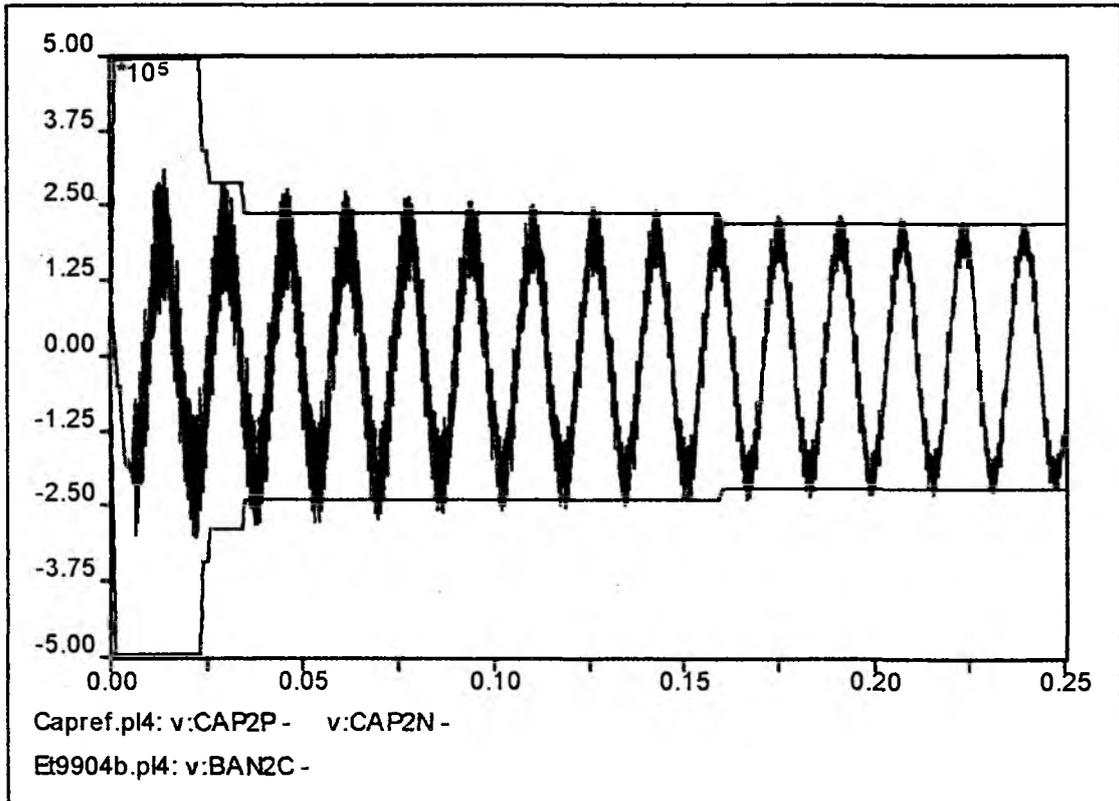


Figura 5.3.4.3/B – Tensão no Banco 2 - Energização do Banco 3, Banco 1 e 2 Presentes – Indutor sem Perdas – Fase C – 1999 – Duas Manobras Diárias

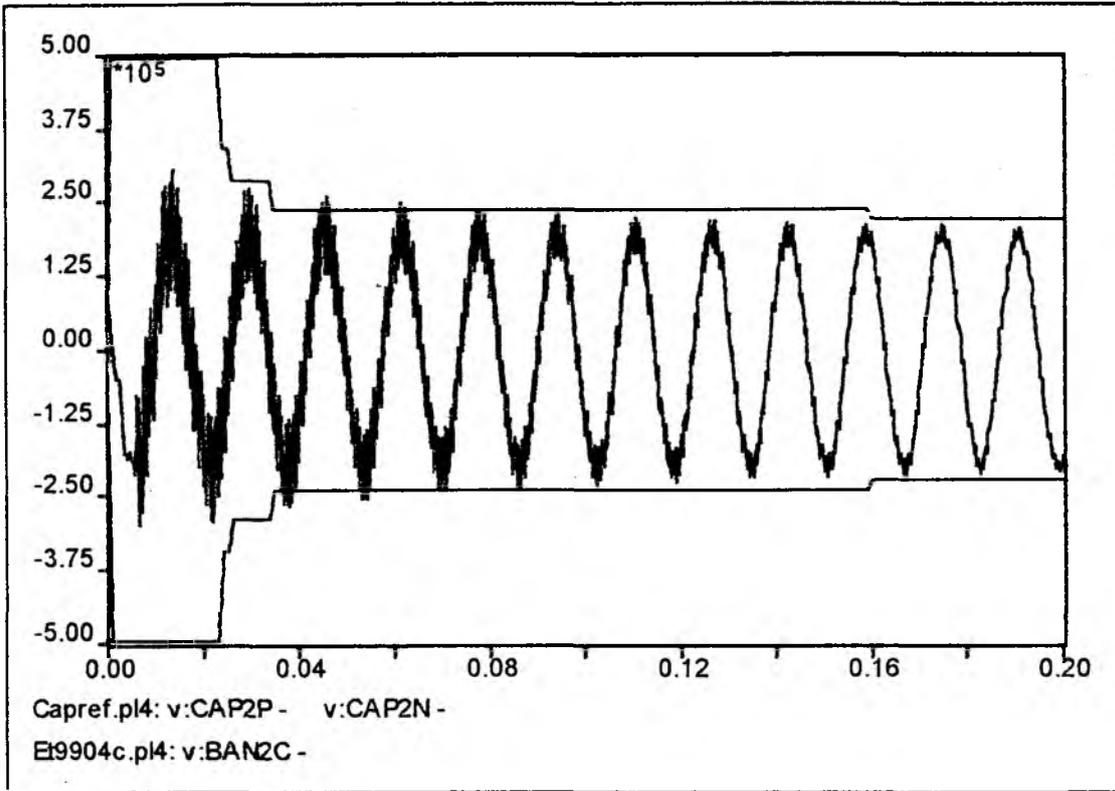


Figura 5.3.4.3/C – Tensão no Banco 2 - Energização do Banco 3, Banco 1 e 2 Presentes – Indutor com Perdas – Fase C – 1999 – Duas Manobras Diárias

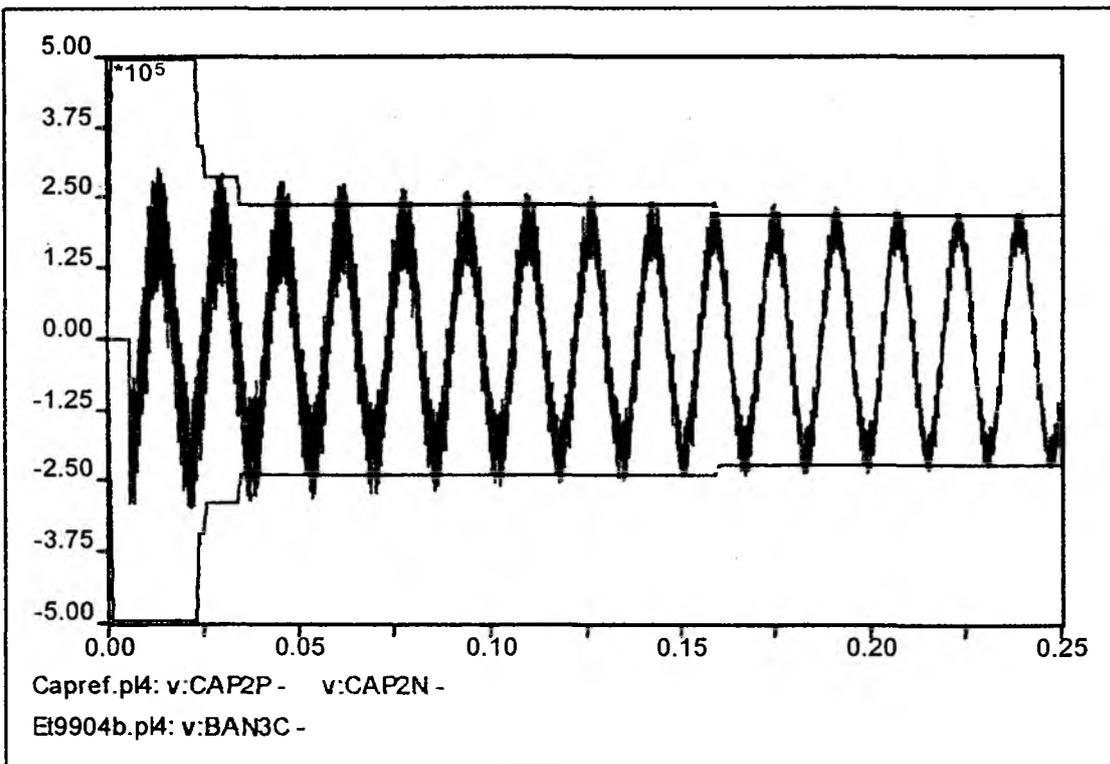


Figura 5.3.4.4/A – Tensão no Banco 3 - Energização do Banco 3, Banco 1 e 2 Presentes – Indutor sem Perdas – Fase C – 1999 – Duas Manobras Diárias

Neste mesmo caso de energização do Banco 3, ao se medir a tensão nos terminais do próprio banco, vê-se que conclusão similar àquela feita com respeito à tensão no Banco 2, se repete (Figuras 5.3.4.4/A,B), o que confirma a consideração de que o número de ocorrências não deve levar em conta somente o elemento manobrado.

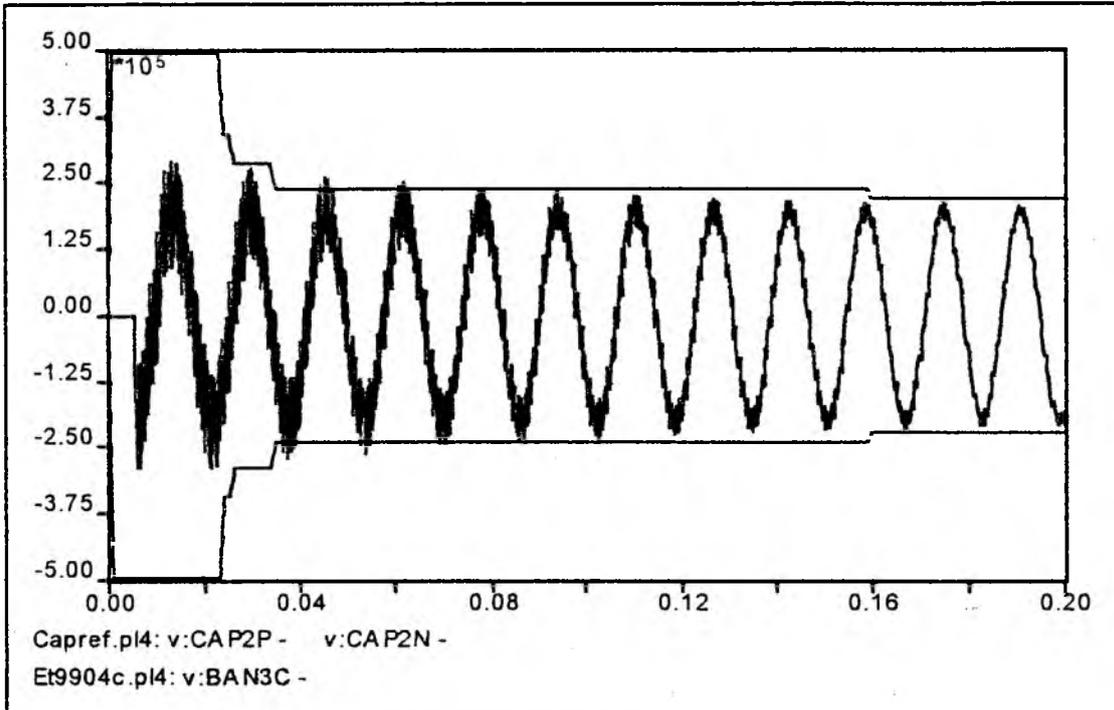


Figura 5.3.4.4/B – Tensão no Banco 3 - Energização do Banco 3, Banco 1 e 2 Presentes – Indutor com Perdas – 1999 – Duas Manobras Diárias

Em todos os oscilogramas vê-se a componente predominante do transitório, da ordem de 1.260 Hz, superposta à sobretensão de frequência fundamental (60 Hz).

O efeito da mudança de configuração da rede e de suas condições operativas (distribuição de potência, cargas, tensões nas barras), através da representação da topologia correspondente ao ano de 2.008, aparece refletido nos oscilogramas das Figuras 5.3.4.5 a 5.3.4.7.

Nas Figuras 5.3.4.5/A,B é apresentada a tensão nos terminais do banco 2, quando os bancos 1 e 2 estão presentes antes da energização do banco 3; nesses casos, as perdas do indutor limitador de corrente estão representadas pela sua resistência equivalente, a 60 Hz.

As Figuras 5.3.4.6/A,B repetem as mesmas condições anteriores, para a tensão medida nos terminais do banco manobrado (Banco 3).

Também para os casos mencionados, relativos à configuração da rede em 2.008, é permissível admitir duas manobras diárias dos bancos de capacitores 2 e 3, sem perda de vida útil.

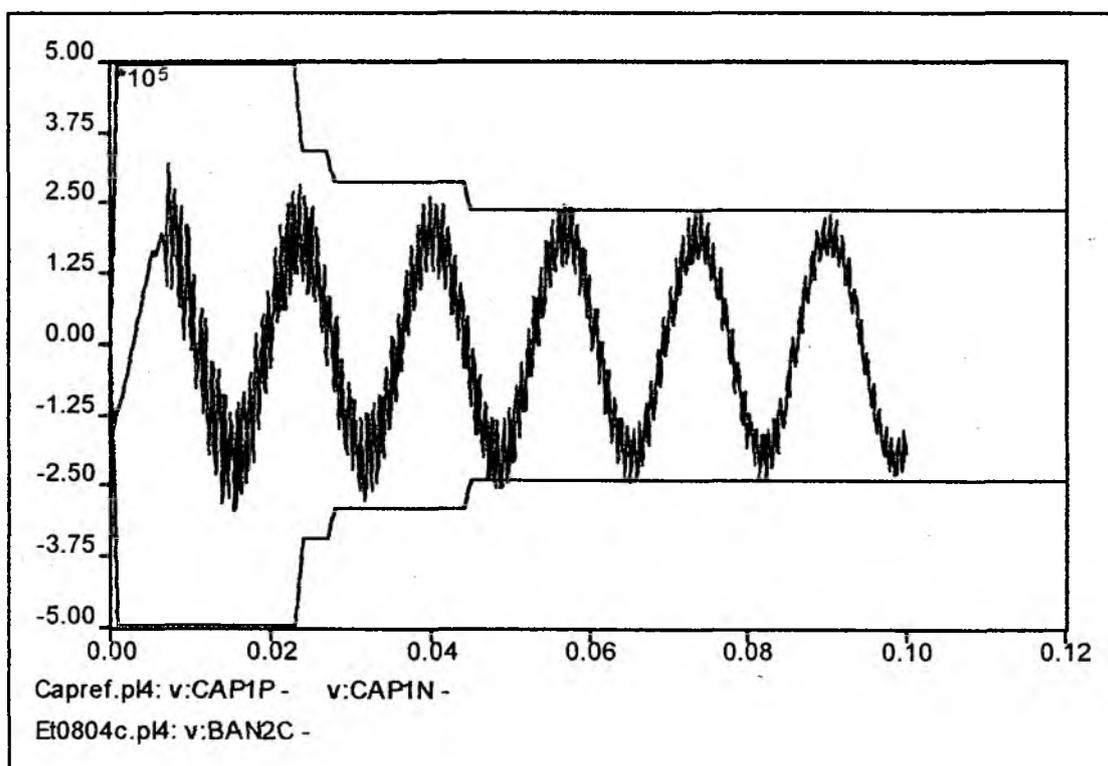


Figura 5.3.4.5/A– Tensão no Banco 2 - Energização do Banco 3, Banco 1 e 2 Presentes – Indutor com Perdas – Fase C – 2008 – Uma Manobra Diária

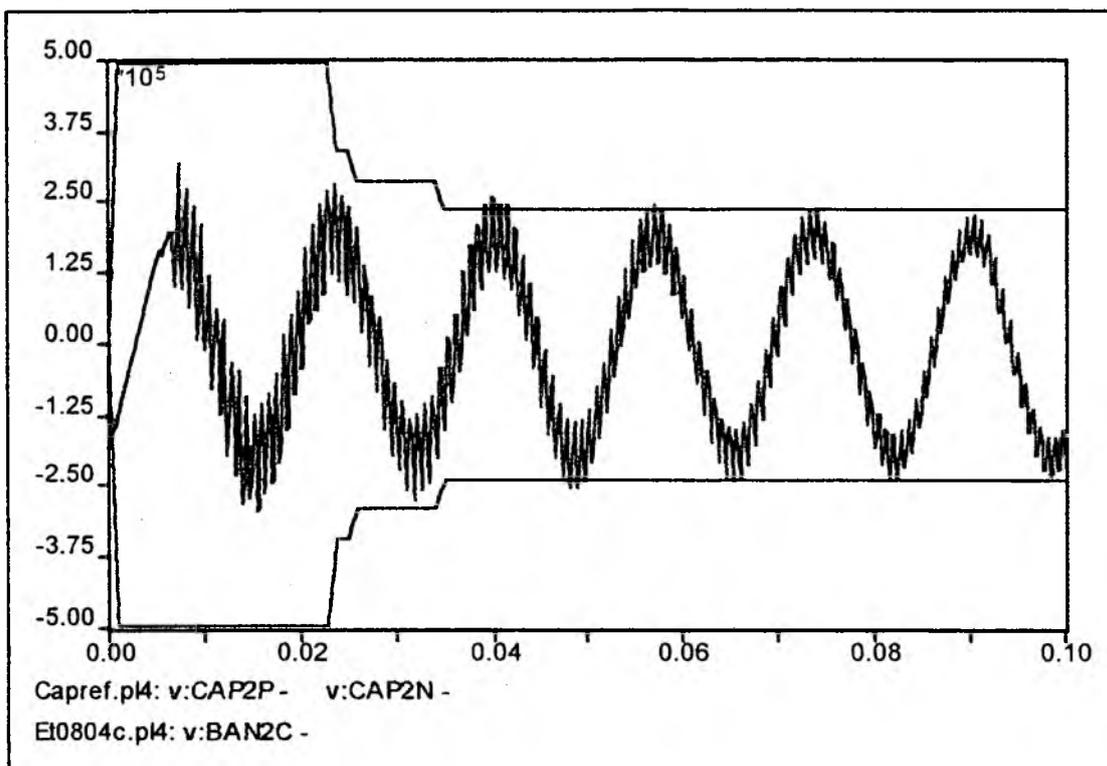


Figura 5.3.4.5/B– Tensão no Banco 2 - Energização do Banco 3, Banco 1 e 2 Presentes – Indutor com Perdas – Fase C – 2008 – Duas Manobras Diárias

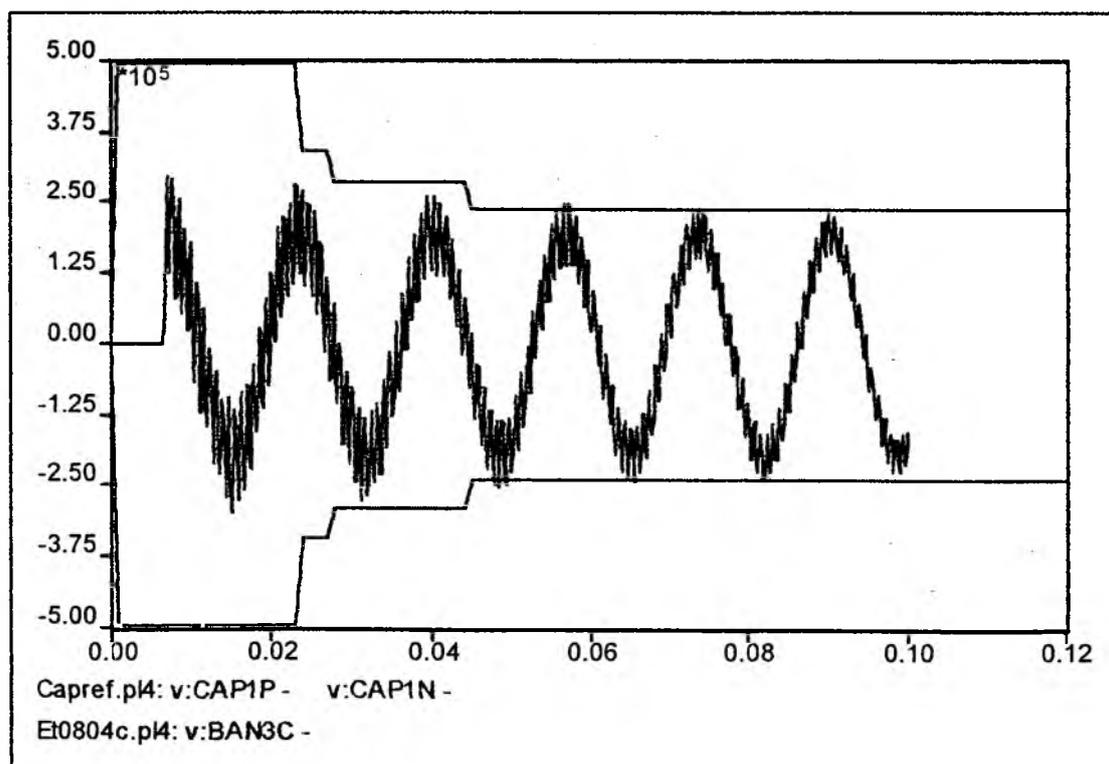


Figura 5.3.4.6/A– Tensão no Banco 3 - Energização do Banco 3, Banco 1 e 2 Presentes – Indutor com Perdas – Fase C – 2008 – Uma Manobra Diária

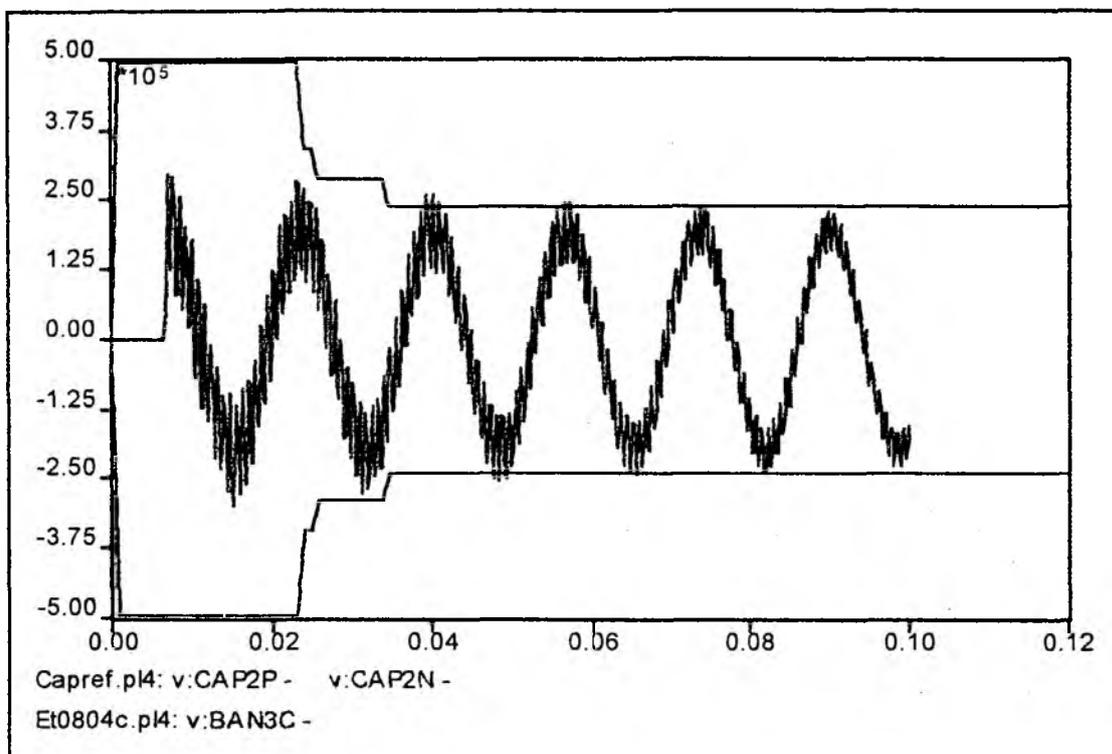


Figura 5.2.4.6/B– Tensão no Banco 3 - Energização do Banco 3, Banco 1 e 2 Presentes – Indutor com Perdas – Fase C – 2008 – Duas Manobras Diárias

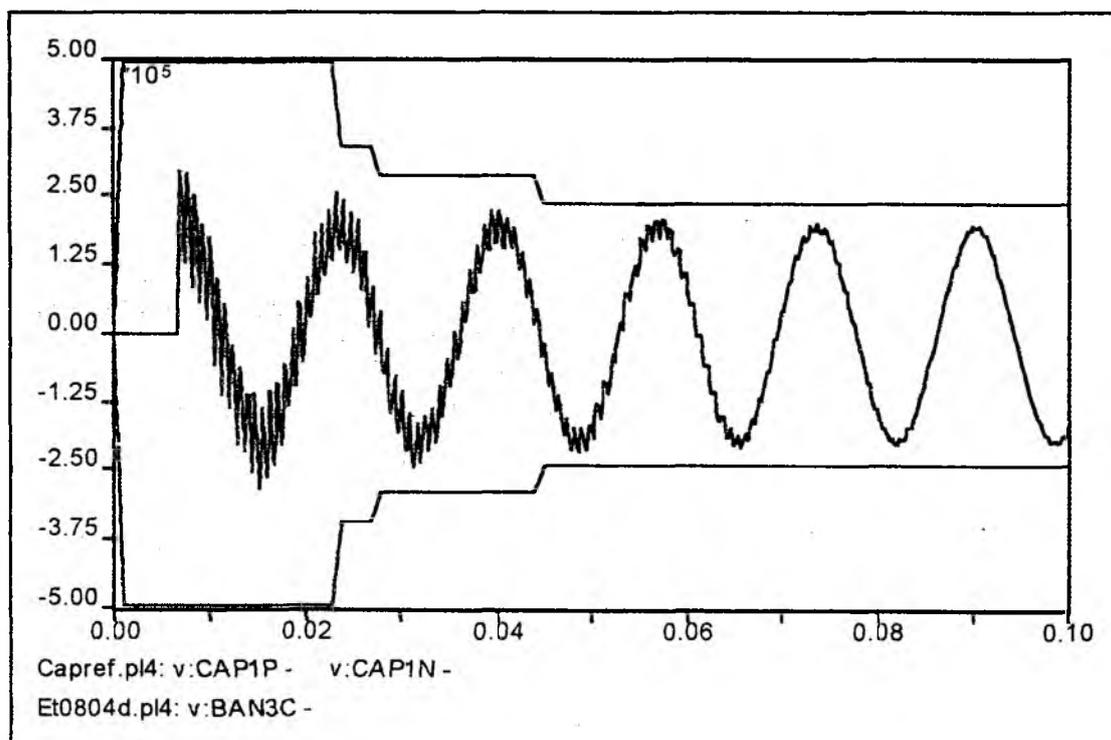


Figura 5.3.4.7/A– Tensão no Banco 3 - Energização do Banco 3, Banco 1 e 2 Presentes – Indutor com Perdas Função da Frequência – Fase C – 2008 – Uma Manobra Diária

Para concluir, as Figuras 5.3.4.7/A,B mostram o efeito da representação da resistência equivalente das perdas do indutor limitador de corrente, com seu valor corrigido para a frequência predominante do fenômeno, da ordem de 1,26 kHz.

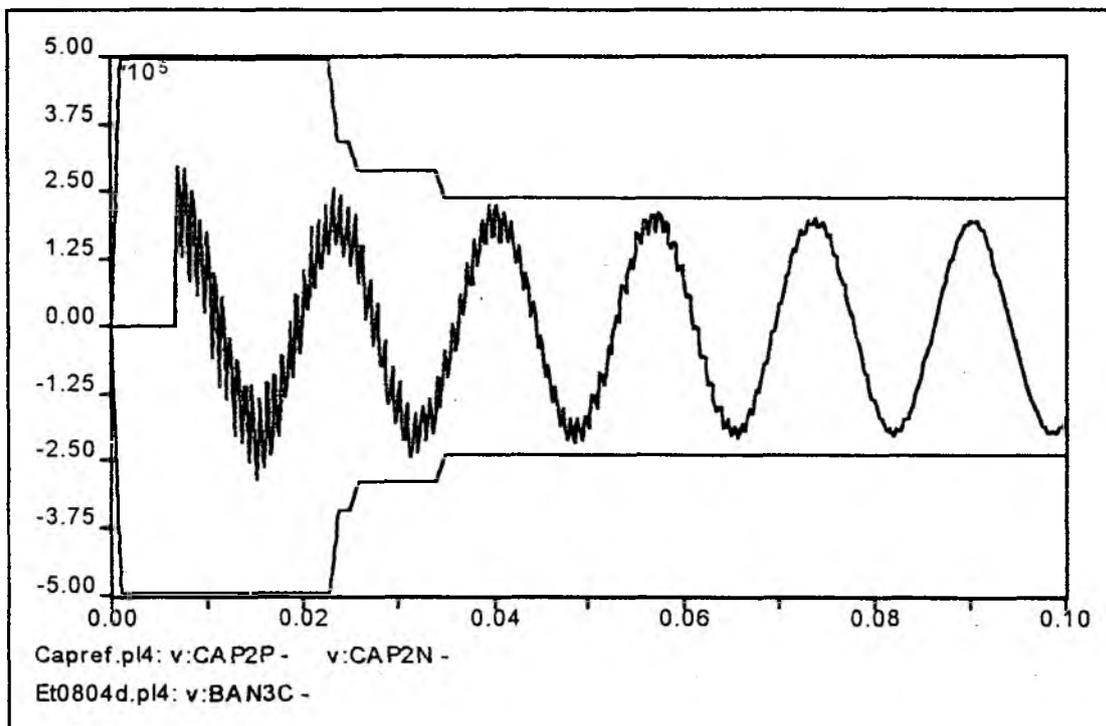


Figura 5.3.4.7/B– Tensão no Banco 3 - Energização do Banco 3, Banco 1 e 2 Presentes – Indutor com Perdas Função da Frequência – Fase C – 2008 – Duas Manobras Diárias

Ao comparar os oscilogramas das Figuras 5.3.4.6 e 5.3.4.7, visualiza-se claramente o efeito do amortecimento imposto pela mudança da modelagem da resistência equivalente do indutor, com relação ao limite temporal imposto pelos balizadores que refletem a suportabilidade dielétrica das unidades capacitivas.

Embora, nestes casos exemplo, a aplicação estivesse voltada ao efeito da modelagem dos componentes da rede (no caso específico, das perdas do indutor limitador de corrente dos bancos de capacitores), sobre os resultados obtidos (oscilogramas de tensão), mesmo em situações práticas de estudo existe sempre uma relação de compromisso entre o nível mínimo adequado de detalhamento da modelagem de componentes, para cada tipo de fenômeno físico abordado e sua representatividade, naquela faixa de abrangência do fenômeno.

O excesso de conservadorismo ou o exagero no detalhamento dos modelos, pode levar a conseqüências prejudiciais, durante a realização de estudos de simulação; o primeiro por levar a soluções extremamente onerosas e o segundo, por dificuldades de estabelecimento completo dos modelos e pelo excesso de tempo despendido na sua confecção, podendo comprometer o tempo de execução e o custo de realização desses estudos.

Neste aspecto, o procedimento proposto, além de estabelecer uma maior vinculação com o comportamento físico real e os critérios de avaliação, faz ressaltar aspectos da modelagem que um experiente analista poderá contornar, dentro de um curto espaço de tempo.

Além disso, pelo fato de evidenciar os limites de suportabilidade de forma visual, permite que soluções outras sejam testadas, tanto através da alteração dos limites de suportabilidade (adoção de elementos de maior suportabilidade) quanto de componentes adicionais que reduzam a solicitação (fechamento controlado dos pólos do disjuntor que energiza os bancos de capacitores, indutores de fechamento, resistores de fechamento, etc.) [18, 38, 40].

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES FINAIS

Ao longo do trabalho foram apresentados e discutidos os elementos necessários ao estabelecimento de critérios de avaliação de suportabilidade das unidades capacitivas dos bancos de capacitores, a serem utilizados nos estudos de simulação de manobra desses equipamentos, que sejam sustentados pelo comportamento físico do sistema dielétrico que as compõe, pelo seu comportamento em condições laboratoriais e pelas condições reais que o sistema elétrico impõe, durante a fase de operação.

No Capítulo 1 foram apresentadas as estruturas básicas utilizadas na confecção dos bancos de capacitores, assim como de suas unidades capacitivas.

Em seguida, no Capítulo 2 discutiu-se sobre as informações que se encontram disponíveis na prática, bem como suas limitações, enfatizando os cuidados que devem ser tomados em sua interpretação e utilização, de forma a manter a essência física do comportamento dielétrico de seu isolante, quando submetido a condições reais de operação.

Uma revisão direcionada, sobre o comportamento dielétrico dos tipos de isolantes utilizados nas unidades capacitivas, foi apresentado no Capítulo 3, como subsídio à compreensão do que os critérios deverão refletir.

Foram analisados e discutidos os resultados de ensaios de laboratórios executados em unidades capacitivas reais [7], que determinaram os limites de suportabilidade até a falha do sistema dielétrico, correlacionando-os com as recomendações contidas em normas e com as solicitações dielétricas esperadas no sistema real.

Ao seu final, resumiu-se os pontos mais importantes, cuja essência física seria considerada na elaboração dos mencionados critérios, enfatizando, também, sobre as dificuldades práticas de desenvolvimento de modelos matemáticos multidisciplinares, que permitissem avaliar definir os limites de suportabilidade dielétrica desses componentes que não fossem por meio de ensaios de laboratório.

Um critério fisicamente consistente e de fácil aplicação teve suas bases de sustentação geradas no Capítulo 4, utilizando o potencial escalar elétrico complexo, com inserção de componentes harmônicas, através da utilização das Equações de Maxwell.

Através do desenvolvimento teórico mencionado, foi possível estabelecer uma ponte entre os resultados de ensaios de laboratório, executados através de uma excitação constante, com forma de onda senoidal pura (60 Hz), sem harmônicas e as formas de onda de sobretensões temporárias encontradas no sistema real, contendo componentes harmônicas superpostas.

Foram estabelecidos alguns limites de aplicação do critério, vinculados ao conteúdo harmônico da forma de onda, de maneira que ainda mantivesse sua validade teórica. Através de uma aplicação real em estudos de energização de bancos de capacitores de 100 MVar, em 230 kV, em um sistema de transmissão complexo, cuja representação detalhada foi feita utilizando o programa de transitórios eletromagnéticos ATP, descrita no Capítulo 5, demonstrou-se a preparação dos balizadores e a aplicação dos critérios propostos, sobre os oscilogramas das sobretensões transitórias e temporárias, obtidas para os terminais dos bancos de capacitores.

No estabelecimento da parte transitória dos balizadores (sobretensões transitórias), é suficiente avaliar, somente, o Número Esperado de Ocorrências Anuais, por Energização dos bancos de capacitores (N_E), visto que as demais contribuições (N_{cc} e N_R) ao Número Total de Ocorrências Anuais/banco (N_T) não são significativas ($N_T \approx N_E$). Ressalte-se contudo que, como as sobretensões originárias dos casos de "restrike" de disjuntores são, em geral, muito elevadas, o analista deverá avaliar a procedência de considerá-la à parte, função da relação *risco x custo*, dela decorrente.

Como conclusão final, pode-se dizer que a utilização de tal critério, na avaliação da suportabilidade das unidades capacitivas, quando a elas são impostas solicitações de sobretensão devidas aos transitórios provocados por sua energização, permite uma rápida visualização da evolução temporal destes estresses a elas aplicados.

Com isso, torna-se possível identificar mais facilmente os casos mais severos e medir eficiência na escolha e na alteração da modelagem de componentes específicos da rede elétrica.

Permite igualmente, visualizar, com facilidade, a eficiência das soluções a serem aplicadas aos casos mais críticos como por exemplo, o aumento do número de unidades capacitivas em série (redução dos fatores de distribuição de tensão entre unidades capacitivas), o uso disjuntores com sincronizadores de fechamento ou abertura e dos resistores ou indutores de fechamento, facilitando a tomada de decisão.

Como sugestão a futuras pesquisas, entendemos que o desenvolvimento de modelos, físicos ou matemáticos, que levem em conta não só os aspectos de distribuição de campo elétrico no interior da unidade capacitiva, como também o efeito conjunto da redução temporal de sua suportabilidade dielétrica, função dos aspectos elétricos e termodinâmicos envolvidos, será de grande valia ao estabelecimento de novos limites vinculados á capacidade de suportar as solicitações reais, impostas pelos sistemas elétricos.

Isto poderá trazer, inclusive, novas propostas de recomendação de limites de tensão suportável, endereçadas às normas brasileiras e internacionais, consolidando Universidade como um fórum de excelência, pela combinação de sua reconhecida capacidade de pesquisa com o conhecimento específico dos fabricantes e dos usuários deste tipo de equipamento.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] D'AJUZ, ARI, FONSECA, CLÁUDIO S., CARVALHO, FRANCISCO M. SALGADO, et al., *Equipamentos Elétricos – Especificação e Aplicação em Subestações de Alta Tensão*, Editora Universitária, Universidade Federal Fluminense, 1983.
- [2] ASEA BROWN BOVERI LTDA, *Informações Técnicas*, 1999.
- [3] ALSTON. L. L., *High Voltage Technology*, Oxford University Press, 1968.
- [4] SCHNEIDER ELECTRIC ALTA TENSÃO LTDA, *Informações Técnicas*, 1999.
- [5] AMERICAN NATIONAL STANDARDS (ANSI), *Norma ANSI CP-1-1988*.
- [6] INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION (IEC), *Norma IEC-871-1*, 1987.
- [7] LAPP, J., *Concepts of Systems Testing of Dielectrics in Capacitors*, IEEE Transactions, PAS, Jan-Fev./1975.
- [8] UMEMURA, T., ABE, K., AKIYAMA, K. et al., *All-film Power Capacitor with Folded Electrode Foil*, IEEE Transactions, PAS, Jan. 1987.
- [9] SATO, KOHEI, SHIMIZU, T., TOMAGO, A., *Characteristics of Film and Oil for All-Polypropylene-Film Power Capacitors*, IEEE Transactions, PAS, Sept/Oct 1980.
- [10] *Quality Assurance for a New Capacitor Fluid*, IEEE Transactions, PAS, July/Aug 1978.

- [11] ZULASKI, J.A., *Shunt Capacitor Bank Protection Methods*, IEEE Transactions, PAS, June 1982.
- [12] ALEXANDER, R. W., *Synchronous Closing Control for Shunt Capacitors*, IEEE Transactions PAS, Set. 1985.
- [13] SPURLING, K. L., POITRAS, A.E., MCGRANAGHAN, M.F., et al., *Analysis and Operating Experience for Back-to-Back 115 kV Capacitor Banks*, IEEE Transactions, PAS, Oct. 1987.
- [14] CHS – CONSULTORES ASSOCIADOS/SCHNEIDER ELECTRIC ALTA TENSÃO, *Estudos para a Instalação de Bancos de Capacitores em Derivação na Subestação de Gravataí 230 kV*, Relatório de Estudos, Sep.1999.
- [15] CHS – CONSULTORES ASSOCIADOS/ABB - ASEA BROWN BOVERI, *Estudos para a Instalação de Bancos de Capacitores em Derivação na Subestação de Jaguariaiva 138 kV*, Relatório de Estudos, Dez. 1999.
- [16] ALVES, FERNANDO R., *Aplicação de Manobras Controladas em Bancos de Capacitores para Eliminação de Risco de Danificação de Transformadores em Subestações Remotas*.
- [17] *Considerations of Phase-to-phase Surges in the Application of Capacitor Banks*, IEEE Transactions on P. D., July 1996.
- [18] WORKING GROUP 13.04 (SWITCHING TEST METHODS), *Shunt Capacitor Bank Switching/Stresses and Test Methods (First Part)*, Electra no. 182, Feb. 1999.
- [19] VAZ, AURÉLIO J. CECCHETTI, *Influência dos Fenômenos Transitórios na Operação de Bancos de Capacitores*, GSP No. 18, II SNPTEE, 1973.
- [20] MAURÍCIO, WALDIR, *Transitórios de Energização em Bancos de Capacitores*, GSP No. 20, III SNPTEE, 1975.

- [21] JARDINI, J. A., *Chaveamento de Grandes Bancos de Capacitores*, GSP No. 019, IV SNPTEE, 1977.
- [22] RIBEIRO, JOSÉ MÁRCIO A. , *Surtos de Manobra Decorrentes do Chaveamento de Bancos de Capacitores em Derivação*, GSP No. 25, V SNPTEE, 1979.
- [23] ASANO, MANABU, *Energização de Bancos de Capacitores Estáticos (76,8 MVar)*, GSP No. 07, VI SNPTEE, 1981.
- [24] DIAS, LUIS E. NORA, *Problemas Relacionados com a Instalação de Bancos de Capacitores de 200 MVar na SE Jacarepaguá 138 kV*, GSP No. 27, VI SNPTEE, 1991.
- [25] ROCHA, ROBERTO, "Estudos de Transitórios para Instalar 4 Bancos de Capacitores em Derivação, 50 MVar, numa Subestação de 230 kV da CHESF", SNPTEE, 1996.
- [26] KIERSZTYN, STANLEY E., *Formal Theoretical Foundation of Electrical Aging of Dielectrics*, IEEE Transactions, PAS, Nov. 1981
- [27] *Dielectric Loss in Thin Films of Insulating Liquids*, J. Instrn. Elect. Engrs 88. Pt. III, 23 (1941).
- [28] BIRKS, J. B., HART, J., *Prog. Dielectrics, Vol. 1*, Heywood & Co, 1959.
- [29] COOPER, R., *The Electric Strength of Solid Dielectrics*, J. Appl. Phys. No. 17, 1966.
- [30] O'DWYER, J. J., *Theory of Dielectric Breakdown in Solids*, Clarendon Press/Oxford, 1964.
- [31] ROTH, ARNOLD, *Técnica de la Alta Tensión*, Editorial Labor S.A., 1966.

- [32] BURRAGE, LAWRENCE M., *Capacitor Tank-Rupture Prevention - I²t Considerations*, IEEE Transactions, PAS, March/April 1978.
- [33] M. WELLAUER, *Introdução à Técnica das Altas Tensões*, Editora da USP, 1973.
- [34] STENERHAG, BO, *Test and Service Experience of BNC Impregnated Power Capacitors*, IEEE Transactions, PAS, Nov. 1981.
- [35] CHURCH, H. F., *Partial Discharge Phenomena in Power Capacitors*, Electra no. 21, March 1972.
- [36] HELD, W., POLLMEIER, F. J., *Internal Fuses in Modern High Voltage Capacitors*, Electra no. 33, March 1974.
- [37] STENSTRÖM, LENNART, *Guidelines for Selection of Surge Arresters for Shunt Capacitor Banks*, Electra No. 159, April 1995.
- [38] TASK FORCE 13.00.1 OF STUDY COMMITTEE 13, *Controlled Switching – A State-of-the-Art Survey (PartII)*, Electra No. 164, Feb. 1996.
- [39] WORKING GROUP 33.10, *Temporary Overvoltages Withstand Characteristics of Extra High Voltage Equipment*, Electra No. 179, Aug. 1998.
- [40] WORKING GROUP 13.04 (SWITCHING TEST METHODS), *Shunt Capacitor Bank Switching – Stresses and Test Methods (2nd Part)*, Electra 183, April 1999.
- [41] RAGALLER, KLAUS, *Surges in High Voltage Systems*, Plenum Publishing Corporation, 1980.
- [42] BASTOS, JOÃO PEDRO ASSUMPÇÃO, *Eletromagnetismo e Cálculo de Campos*, Editora da UFSC, 1992.

- [43] MATIAS, RICARDO MARÇAL, *Cálculo Tridimensional de Campos Elétricos Gerado por Linhas de Transmissão Através do Método de Elementos Finitos*, Dissertação de Mestrado, UFSC, 1995.
- [44] PORTELA, CARLOS, *Cálculo de Campo Elétrico em Subestações*, 1º. Simpósio Franco-Brasileiro sobre Cálculo de Campos Elétricos e Magnéticos, 1987.
- [45] DIESENDORF, W., *Insulation Coordination in High Voltage Electric Power Systems*, Butterworth & Co. 1974.
- [46] WAGNER, C. F., *High-Voltage Impulse Tests on Transmission Lines*, AIEE Transactions Pt. III, 73, 1974.
- [47] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, *Guia de Aplicação de Coordenação de Isolamento*, Norma NBR 8186.
- [48] CAMARGO, C. CELSO DE BRASIL, *Transmissão de Energia Elétrica/Aspectos Fundamentais*, Editora da UFSC, 1991.