

André de Souza Melo

**PROPOSTA DE UMA METODOLOGIA PADRONIZADA PARA ANÁLISE  
DOS TRANSITÓRIOS ELETROMAGNÉTICOS MUITO RÁPIDOS EM  
REATORES DE SUBESTAÇÕES ISOLADAS A GÁS**

São Paulo  
2023

---

André de Souza Melo

**PROPOSAL OF A STANDARD METHODOLOGY FOR ASSESSMENT OF  
VERY FAST ELECTROMAGNETIC TRANSIENTS ON POWER  
REACTORS IN GAS INSULATED SUBSTATIONS**

Doctoral Thesis submitted to the  
Polytechnic School of the University of  
São Paulo in fulfillment of the  
requirements of the Ph.D. degree in  
Doctor Science

São Paulo  
2023

---

---

André de Souza Melo

**PROPOSTA DE UMA METODOLOGIA PADRONIZADA PARA ANÁLISE  
DOS TRANSITÓRIOS ELETROMAGNÉTICOS MUITO RÁPIDOS EM  
REATORES DE SUBESTAÇÕES ISOLADAS A GÁS**

**Versão Corrigida**

Tese de doutorado apresentada à Escola  
Politécnica da Universidade de São  
Paulo para a obtenção do título de  
Doutor em Ciências  
Área de concentração: Sistemas  
Elétricos de Potência

Orientador: Prof. Dr. Eduardo Coelho  
Marques da Costa


São Paulo  
2023


---

Autorizo a reprodução e divulgação total ou parcial deste trabalho, por qualquer meio convencional ou eletrônico, para fins de estudo e pesquisa, desde que citada a fonte.

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, 18 de Abril de 2023

Assinatura do autor: 

Assinatura do orientador: 

#### Catálogo-na-publicação

Melo, Andre de Souza  
PROPOSTA DE UMA METODOLOGIA PADRONIZADA PARA ANÁLISE  
DOS TRANSITÓRIOS ELETROMAGNÉTICOS MUITO RÁPIDOS EM  
REATORES DE SUBESTAÇÕES ISOLADAS A GÁS / A. S. Melo -- versão corr. -  
São Paulo, 2023.  
93 p.

Tese (Doutorado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.  
Departamento de Engenharia de Energia e Automação Elétricas.

1.TRANSFORMADORES E REATORES 2.ELEMENTOS FINITOS ver  
MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS 3.ALTA TENSÃO 4.ISOLAÇÃO ELÉTRICA  
5.VERY FAST TRANSIENTS I.Universidade de São Paulo. Escola  
Politécnica. Departamento de Engenharia de Energia e Automação Elétricas  
II.t.

---

---

# AGRADECIMENTOS

A Deus, que amou o mundo de tal maneira que nos enviou Jesus Cristo, que com poder domina todo o universo, controla-o meramente por palavras e que por nos amar em homem se tornou para que todo aquele que nele acreditar tenha a vida eterna.

Ao grande professor Eduardo, não somente orientador, mas um grande amigo, pela total ajuda e incentivo nos tempos difíceis e mais complexos da pesquisa.

À minha querida esposa Andreza pela paciência, grande apoio e encorajamento ao longo nesta longa jornada e aos meus pais pelos momentos construtivos de motivação e companhia.

Aos colegas da Hitachi Energy pela grande ajuda e parceria, sem os quais o conteúdo técnico deste trabalho jamais poderia ter se originado: Dr. Wílerson Calil, Paulo Avelino, Zacharias, Marcos Czernorucki, Marcelo, Robson e Natália, Marco Cabral, aos colegas da Hitachi Alemanha e Canadá, Dr. Schneider, Dr Ebrahim, Eng. Bertrand e Eng. Jüergen Gerth além de todo pessoal da fábrica que prontamente auxiliaram em todas as medições, montagens, movimentações e empréstimos de máquinas e ferramentas.

Agradeço também à Universidade de São Paulo, a cada professor do programa de pós graduação e a cada funcionário desta instituição, os quais são igualmente importantes em todo o processo de formação dos cursos.

---

---

# RESUMO

**Melo, A. S.** (2023). Proposta de uma metodologia padronizada para análise dos transitórios eletromagnéticos muito rápidos em reatores de subestações isoladas a gás. Tese de doutorado – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo.

Propõe-se o desenvolvimento de uma metodologia de modelagem e análise computacional de reatores de potência para simulação de transitórios eletromagnéticos muito rápidos (*Very Fast Transient* – VFT), a fim de obter maior resolução do comportamento em altas frequências. Esses equipamentos estão sujeitos a transitórios de corrente e de tensão na ordem de nanossegundos, os quais são compostos por uma faixa muito ampla de frequências, durante manobras dos disjuntores e chaves em subestações isoladas a gás SF<sub>6</sub> (Hexafluoreto de Enxofre). Tais transitórios eletromagnéticos geram sobretensão e ressonância internas nos enrolamentos, causando danos cumulativos na isolação do reator e nas buchas de alta tensão. O uso de SF<sub>6</sub> na isolação de subestações representa uma tecnologia em expansão da aplicação em sistemas de energia elétrica, carecendo de procedimentos e métodos computacionais adequados para simulação de tais eventos, caracterizados por frequências muito altas, quando comparadas às frequências industriais, e frente de onda na ordem de nanossegundos. Nesse contexto, propõe-se um estudo padronizado que se estende desde o projeto desses dispositivos até a modelagem para estudo de transitórios por meio do Método dos Elementos Finitos – MEF. Todas as definições e caracterização técnica do reator, abordadas neste trabalho, foram obtidas durante o projeto e fabricação desse dispositivo para aplicações práticas as quais serão detalhadas, bem como a eficácia da metodologia proposta.

**Palavras-Chave:** Reatores de potência, Método dos Elementos Finitos – MEF, subestações SF<sub>6</sub>, *Very Fast Transient* – VFT.

---

---

# ABSTRACT

**Melo, A. S.** (2023). *Proposal of a standard methodology for assessment of very fast electromagnetic transients on power reactors in gas insulated substations. Ph.D. Thesis – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo.*

A methodology for computational modeling and assessment of power reactors is proposed for simulation of Very Fast Electromagnetic Transients – VFT in order to obtain a major resolution at very high frequencies. These power devices are subject to current and voltage transients on the scale of nanoseconds, which are composed of a very wide range of frequencies, during circuit breaking and switch maneuvers in gas insulated substations with pressurized SF<sub>6</sub>. Such electromagnetic transients produce overvoltage and internal resonance in the windings, causing cumulative damages in the reactor insulation and high-voltage bushings. The SF<sub>6</sub> insulation in substations represents an application under expansion in power systems, which requires adequate computational models for simulation of electromagnetic transients characterized by very high frequencies and wave front in the order of nanoseconds. In this sense, a standard procedure is proposed, which covers since the design of such reactor to the computational modeling to transient analysis based on the Finite Element Method – FEM. All definitions and technical features of the reactor were obtained throughout the design and manufacturing of such devices for real applications and the results of the developed methodology as well.

**Keywords:** Power reactor, Finite Element Method – FEM, SF<sub>6</sub> insulated substations, Very Fast Transient – VFT.





# SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO.....</b>	<b>9</b>
	<b>1.1. MODELAGEM E SIMULAÇÃO NA ANÁLISE DE TRANSITÓRIOS ELETROMAGNÉTICOS</b>	<b>11</b>
	<b>1.2. MÉTODO PROPOSTO .....</b>	<b>14</b>
<b>2</b>	<b>CARACTERÍSTICAS CONSTRUTIVAS DOS ENROLAMENTOS .....</b>	<b>18</b>
	2.1 Enrolamentos Helicoidais .....	22
	2.1.1 Enrolamentos em Discos .....	23
<b>3</b>	<b>SUBESTAÇÕES ISOLADAS A GÁS.....</b>	<b>27</b>
	3.1 VFTO nas subestações GIS.....	30
	3.2 Comparação entre VFT e Impulso Atmosférico .....	34
	3.3 Efeitos da VFTO sobre a isolamento interna nas GIS.....	38
<b>4</b>	<b>MODELAGEM DOS REATORES .....</b>	<b>42</b>
	4.1 Determinação das dimensões gerais dos condutores.....	44
	4.1.1 Etapas de definição dos parâmetros físicos.....	45
	4.1.2 Capacitância entre espiras e entre discos .....	55
	4.1.3 Definição das capacitâncias à terra. ....	56
	4.1.4 Definição das indutâncias e ligações das espiras .....	59
	4.1.5 Agrupamento dos parâmetros calculados.....	61
	4.1.6 Aplicação do método de modelagem .....	62
<b>5</b>	<b>TESTES DO REATOR E VALIDAÇÃO DO MÉTODO E RESULTADOS.....</b>	<b>67</b>

---

	5.1	Varreduras em frequência com método de cálculo.....	67
	5.2	Cálculo dos campos elétricos solicitantes entre espiras.....	71
	5.3	Testes experimentais reais .....	80
<b>6</b>		<b>RESULTADOS E CONCLUSÕES .....</b>	<b>84</b>
<b>7</b>		<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b>	<b>87</b>

---

---

# 1 INTRODUÇÃO

Em sistemas de transmissão de energia elétrica, o conjunto de reatores e os transformadores de potência representam os equipamentos com maior valor agregado, devido tanto à matéria prima utilizada na fabricação (e.g. aço-silício, aço-carbono, óleo, cobre e celulose) quanto à customização do projeto, sendo que esse último fator depende da aplicação e das características do sistema elétrico no qual o equipamento irá operar. A fabricação de grandes máquinas de potência, geralmente na ordem de 500 kV e centenas de MVA, trata-se de processos meticulosos e quase que artesanais, desde os primeiros rascunhos sobre o projeto, passando pela fabricação, aos testes finais de aceitação e entrega ao cliente. Desse modo, as análises técnicas e de manufatura requerem grande experiência e *know-how* dos fabricantes e dos projetistas (SOUZA, 2016).

Convencionalmente, grandes subestações são compostas por transformadores de potência e uma grande quantidade de reatores para a compensação de energia reativa no sistema de transmissão em função da demanda. Esses equipamentos de grande porte são projetados e produzidos de acordo com especificações e requisitos fornecidos por cada cliente, os quais dependem da aplicação e perfil de carga da rede na qual esses equipamentos irão ser instalados. Por exemplo, o projeto de um transformador de potência *step-up* para uma usina hidroelétrica deve ser muito diferente do projeto de um mesmo tipo de transformador para uma usina geradora fotovoltaica, pois o primeiro opera em carga total praticamente ao longo de toda vida útil enquanto o segundo opera de forma intermitente, ou seja, com carga total apenas durante algumas horas no dia – O mesmo pode ser aplicado aos reatores que serão objeto desta pesquisa: Reatores que operam com chaveamentos frequentes em linhas aéreas ou sistemas isolados à gás devem ser projetados e avaliados de formas diferentes. (CALIL et al,2018).

Paralelamente, observa-se que os sistemas de subestações isoladas a gás, denominadas na literatura técnica pela sigla GIS (*Gas Insulated Substation*), mostram-se uma tecnologia emergente e promissora nos modernos sistemas de energia elétrica (HAO, 2018). As subestações GIS são muito seguras do ponto de vista operacional, visto que não estão sujeitas a alguns fenômenos naturais recorrentes em subestações convencionais como incidência direta de descargas atmosféricas e demais tipos de intempéries. Contudo, uma das principais vantagens da tecnologia GIS é o espaço físico significativamente reduzido, necessário para as instalações, se comparado ao espaço físico demandado pelas subestações convencionais isoladas à ar, que por sua vez, são denominadas por

---

algumas referências pela sigla AIS (*Air Insulated Substation*). Embora o investimento para implantação de uma subestação do tipo GIS seja mais elevado, quando comparado à tecnologia convencional AIS, em muitos casos a redução do espaço das instalações justifica o maior investimento inicial. Contudo, operações de manobra e chaveamento comuns em sistemas convencionais AIS, normalmente resultam em transitórios eletromagnéticos extremamente rápidos nos sistemas GIS, compostos por amplas faixas de frequências, resultando em níveis de sobretensão e sobrecorrente altíssimos sobre diversos componentes no sistema, e.g. capacitores, transformadores, reatores, os próprios barramentos que compõem a subestação, chaves e disjuntores. Esse comportamento transitório das tensões em GIS é decorrente das características do SF<sub>6</sub> pressurizado dentro de câmaras. Os transitórios eletromagnéticos se propagam pelos barramentos causando reflexões das ondas viajantes, as quais provocam sobretensões multimodais, nos transformadores e reatores no interior da subestação. Todavia, tais transitórios se diferem daqueles em subestações convencionais devido ao tempo da frente de onda, geradas aqui na escala de nanossegundos, e ao amplo espectro de frequências no qual são compostos (MENDES, 1995). Além das elevadas sobretensões, esses transitórios podem causar ressonâncias internas e eventuais falhas na isolação elétrica na entrada dos enrolamentos dos equipamentos indutivos conectados, como os reatores e transformadores, decorrentes de danos cumulativos na isolação composta por celulose e óleo mineral. Dessa forma, esse efeito cumulativo pode levar transformadores e reatores a falhas severas e repentinas, caso tais fenômenos eletromagnéticos não sejam considerados apropriadamente durante o projeto tanto desses equipamentos quanto da subestação propriamente dita (THOMAS & SAVADAMUTHU, 2017).

O projeto e desenvolvimento das máquinas elétricas ligadas nas GIS representam um grande desafio de engenharia. Em linhas gerais, trata-se da tarefa de dimensionar apropriadamente os enrolamentos e as conexões internas dos reatores e transformadores. Uma vez especificadas as características de operação dos equipamentos na GIS, cabe ao fabricante projetá-los de forma robusta e competitiva em termos financeiros (KOCH, 2014). Todavia, os enrolamentos dos reatores de alta tensão são estruturas complexas, diversas etapas de fabricação são caracterizadas por procedimentos manuais, praticamente artesanais, que representam uma série de processos fabris para controle dimensional, limpeza, umidade e entre diversos outros fatores. Desse modo, são necessárias ferramentas de projeto e fabricação confiáveis e de alta precisão.

Atualmente, fazendo uso de modernas ferramentas de modelagem e simulação computacionais, é possível estudar o comportamento dos enrolamentos frente aos mais variados tipos de excitação. Contudo, para fenômenos de natureza muito rápida, a modelagem tradicional torna-se

---

---

mais complexa. No caso dos transitórios gerados pelas operações das GIS, em que o tempo e a magnitude de tensão correspondem a algumas dezenas de nanossegundos e cerca de 1000 kV, respectivamente, os modelos convencionais podem não responder de forma autêntica ao fenômeno transitório, levando ao dimensionamento indevido da isolação elétrica dos reatores e transformadores (FILHO, 2016). Portanto, se por um lado o subdimensionamento do projeto pode resultar em falha prematura do equipamento, causando grandes perdas financeiras, por outro lado, o sobre dimensionamento incorre em um custo elevado do equipamento, inviabilizando o projeto e fabricação.

## **1.1. MODELAGEM E SIMULAÇÃO NA ANÁLISE DE TRANSITÓRIOS ELETROMAGNÉTICOS**

Visto que a modelagem convencional de enrolamentos de reatores segue a metodologia de sistemas de potência, no tocante à linhas de transmissão, mais especificamente, esta seção visa descrever com caráter informativo a abordagem histórica sobre as origens das técnicas de modelagem.

Os primeiros artigos técnicos sobre modelagem de sistemas elétricos de potência, mais especificamente na representação matemática e computacional de linhas de transmissão e transformadores, foram publicados logo no fim dos anos 1960. Dentre os quais, destacam-se dois artigos precursores do então conhecido *Electromagnetic Transient Program* – EMTP, que posteriormente originou diversas plataformas computacionais de modelagem e simulação de sistemas de potência para análise transitória, tais como o *Alternative Transient Program* – ATP e PSCAD/EMTDC. Muito embora os primeiros modelos computacionais, denominados “digitais” pela literatura correlata da época, foram publicados nos primeiros anos da década de 60, sendo desenvolvidos a partir das equações do telegrafista e fazendo uso de técnicas matriciais (CARTER & BARTHOLD, 1961; WEDEPOHL, 1963; HEDMAN, 1965).

O primeiro artigo técnico a ser destacado é de autoria de Hermann W. Dommel, intitulado *Digital Computer Solution of Electromagnetic Transients in Single- and Multiphase Networks*, publicado em 1969. A pesquisa apresenta um modelo computacional de linhas de transmissão com múltiplas fases, utilizando-se do método das características para parâmetros distribuídos e regra trapezoidal de integração na resolução dos transitórios (DOMMEL, 1969). O modelo de Dommel apresenta alguns atributos, dentre os quais vale destacar a representação da linha de transmissão no domínio do tempo, característica que possibilita a inserção de elementos não

lineares e variáveis em função do tempo durante o processo de modelagem e de simulação. No entanto, tal processo demonstra algumas restrições em termos computacionais, dadas as limitações existentes na época. Tais limitações implicam em erros de truncamento e, em muitos casos, em instabilidade numérica durante as simulações, em função da quantidade de amostragens e iterações resultantes do processo de integração numérica com um passo de cálculo muito amplo (BRANIN JR., 1967). Nesse contexto, uma forma de reduzir tais oscilações numéricas foi utilizar a regra de integração trapezoidal na resolução das equações diferenciais ordinárias, cujas constantes são elementos indutivos e capacitivos de um circuito elétrico aplicado à representação dos parâmetros de uma linha de transmissão sem perdas.

O segundo artigo a ser destacado foi publicado por Alan Budner (1970), intitulado *Introduction of Frequency-Dependent Line Parameters into an Electromagnetic Transient Program*. Esse artigo apresenta a modelagem de uma linha de transmissão bifásica no domínio da frequência, fazendo uso do desacoplamento modal das fases e representação dos respectivos modos de propagação por quadripolos. O desacoplamento modal é realizado por meio de uma matriz quadrada, sendo os quatro termos reais e constantes. As correntes e tensões são calculadas então no domínio da frequência, visto que as equações do quadripolo estão em função da frequência, e os resultados dos transitórios eletromagnéticos são obtidos no domínio do tempo fazendo uso de transformada numérica e integrais de convolução (BUDNER, 1970). Esse modelo representa com grande precisão os transitórios eletromagnéticos em linhas de transmissão em condições restritas, i.e. sem a presença de elementos não lineares e variáveis em função do tempo. Esse tipo de modelo representa de forma precisa os parâmetros distribuídos da linha de transmissão em função da frequência, mais especificamente a impedância série da linha, composta por resistência e indutância variáveis em função da frequência, devido ao efeito pelicular sobre os cabos (*skin effect*) e da corrente de retorno pelo solo (CARSON, 1926; CHIPMAN, 1968; ZANETTA JR., 2020).

A partir dessas duas abordagens anteriores, diversos outros modelos foram propostos até os dias atuais, alguns desenvolvidos diretamente no domínio do tempo e outros no domínio da frequência, fazendo uso de transformadas inversas (URIBE et al., 2002). Ambos os tipos de modelagem apresentam vantagens e limitações. Os modelos desenvolvidos diretamente no domínio do tempo são versáteis, pois são facilmente desenvolvidos em conjunto com elementos não lineares e variáveis em função do tempo (NELMS et al., 1989). Por outro lado, esses modelos requerem técnicas complexas para inclusão do efeito da frequência diretamente no domínio do tempo, por meio da representação dos parâmetros elétricos em função da frequência utilizando funções racionais e representação por circuitos elétricos (GUSTAVSEN & SEMLYEN, 1999). Além disso, muitas vezes

---

---

os modelos no domínio do tempo apresentam oscilações numéricas resultantes da discretização de funções contínuas, tal como os parâmetros distribuídos linha e o vetor de tempo aplicado ao processo de integração numérica do sistema de equações diferenciais que representa as correntes e tensões ao longo da linha. Os modelos desenvolvidos no domínio da frequência apresentam grande precisão na representação dos parâmetros em função da frequência e são isentos de oscilações numéricas durante as simulações. No entanto, mostram-se limitados na inclusão de eventos não lineares e variáveis em função do tempo ao longo da simulação, e.g. atuação de para-raios de óxido metálico durante a incidência de uma descarga atmosférica sobre a linha de transmissão ou transitórios eletromagnéticos resultantes de manobras de chaveamento (GÓMES & URIBE, 2009).

Portanto, a partir dessas duas abordagens, a modelagem de sistemas de potência em geral pode ser desenvolvida no domínio do tempo, por meio de equações diferenciais de primeira ordem, ou então no domínio da frequência, com base nas equações trigonométricas do quadripolo. Essas mesmas técnicas se aplicam também à modelagem de diversos outros componentes em sistemas de potência, tal como linhas e cabos de transmissão de energia elétrica, reatores, transformadores e máquinas elétricas em geral. Basicamente, a partir dessas duas classificações, diversos modelos computacionais foram desenvolvidos para simulação de transitórios eletromagnéticos em sistemas de potência, resultantes desde manobras de chaveamento, representadas por formas de onda compostas por uma faixa estreita de baixas frequências, até transitórios compostos por frequências que se estendem desde alguns hertz a valores na escala de mega-hertz (COSTA, 2013).

Os modelos desenvolvidos no domínio da frequência e do tempo, descritos anteriormente, são aplicados na representação de diversos elementos de sistemas de potência, tais como: linhas de transmissão, transformadores e reatores. Todavia, esses modelos são aplicados à simulação de transitórios eletromagnéticos resultantes de manobras de chaveamento na rede e impulsos atmosféricos, sendo esses últimos na ordem de microssegundos. Convencionalmente, os modelos desenvolvidos no domínio do tempo são capazes de simular transitórios com um passo de integração entre 0,1 a 0,5  $\mu$ s, sendo esses valores incompatíveis na simulação de eventos na escala de nanossegundos, como no caso dos equipamentos e barramentos de subestações isoladas com gás SF<sub>6</sub> comprimido (COSTA, 2013).

Dado o contexto, faz-se necessária uma modelagem adequada para simulação de transitórios muito rápidos em subestações isoladas à gás, visto que os modelos desenvolvidos no domínio da frequência apresentam diversas limitações quanto à inserção de eventos variáveis no tempo, e os modelos no domínio do tempo apresentam limitações quanto a representação adequada

dos parâmetros em função da frequência e na integração numérica do sistema de equações diferenciais que representa as correntes e tensões no sistema.

## 1.2. MÉTODO PROPOSTO

Conforme descrito até então, existem diversas formas para as diversas aplicações na modelagem e simulação de transitórios eletromagnéticos em equipamentos e sistemas de energia elétrica, com diferentes abordagens matemáticas e representação física que dependem do tipo de fenômeno a ser estudado (e.g. regime permanente ou transitório). Essa mesma lógica é aplicada à representação dos enrolamentos dos reatores de potência, haja vista a necessidade de avaliar e prever a interação desses dispositivos de potência junto ao sistema no qual encontram-se inseridos.

Destarte, o maior desafio na modelagem dos equipamentos aplicados aos sistemas de potência é simular com acurácia os fenômenos mecânicos e eletromagnéticos aos quais esses dispositivos estão sujeitos. Uma técnica muito recorrente e eficaz, na representação dos parâmetros elétricos e simulação de fenômenos transitórios eletromagnéticos, é a modelagem numérica dos condutores e enrolamentos desses dispositivos a partir da discretização por elementos passivos RLC, relacionando-os numericamente, resultando em um sistema de equações de estado que descreve os valores de tensão e os gradientes no ensejo de estabelecer critérios de suportabilidade da isolamento elétrica frente às manobras de chaveamento e ondas impulsivas com frente de onda íngreme (MOREAU, 2005).

Vale destacar uma técnica interessante para a avaliação das sobretensões em enrolamentos de transformadores, baseada na modelagem de linhas de transmissão com múltiplos condutores *Multi-Conductor Transmission Line Model* – MTLM (POPOV, 2005). Trata-se de uma técnica complexa, resultando em um sistema com um grande número de equações diferenciais, e solucionado por meio de métodos de integração numérica. Nessa mesma abordagem, destaca-se o trabalho de Shibuya e Matsumoto (2005), o qual apresenta a modelagem do enrolamento de transformadores baseado em circuitos elétricos fazendo uso do EMTP (SHIBUYA & MATSUMOTO, 2005).

Quanto ao cálculo da indutância e da capacitância dos enrolamentos de transformadores e reatores, trata-se de um procedimento complexo, devido ao acoplamento eletromagnético mútuo entre as fases e outras peças internas desses dispositivos (e.g. tanque dos transformadores, peças metálicas internas e externas). Pedersen et al. (2005) apresenta a modelagem diretamente no domínio do tempo de vários tipos de enrolamentos, fazendo uso da aproximação por

---



---

funções racionais dos parâmetros dependentes da frequência (*Vector Fitting*) e baseando-se em dados obtidos experimentalmente a partir de medições da resposta em frequência desses mesmos enrolamentos. A partir de tais medições, modelos semelhantes aos obtidos por Shibuya e Matsumoto (2005) são desenvolvidos também no EMTP. Todavia, esse segundo método mostra-se limitado, visto que os enrolamentos dos transformadores e reatores apresentam características construtivas distintas, variando de acordo com a aplicação.

Alguns trabalhos fazem uso do método dos elementos finitos para calcular os parâmetros variáveis com a frequência a serem inseridos na modelagem por circuitos elétricos e simulação por meio do EMTP (BJERKAN & HOILADEN, 2005). O grupo de trabalho do CIGRE apresenta diretrizes sobre a modelagem dos enrolamentos por meio de circuito elétrico equivalente, abordando alguns fatores críticos na obtenção de valores confiáveis para o dimensionamento e entendimento dos transitórios eletromagnéticos muito rápidos (*Very Fast Transient – VFT*) em transformadores e reatores (CIGRE, 2018). Posteriormente, Dalibor et al. (2015) propõe a modelagem do enrolamento de transformadores no EMTP usando o ajuste por funções racionais *Vector Fitting*, com base nos parâmetros calculados a partir de medições da resposta em frequência desses equipamentos (DALIBOR et al, 2015). Essa abordagem é semelhante à apresentada por Pedersen et al. (2005), no entanto com foco em determinado tipo de transformador e não nos tipos de enrolamento. Diversos métodos de modelagem aplicados aos transformadores de potência e reatores são descritos na literatura técnica, com base na aproximação por funções racionais dos parâmetros elétricos e representação por meio de circuito elétrico equivalente no domínio do tempo (BAVISHA et al., 2017; LIU et al., 2018).

Com base na revisão bibliográfica apresentada e no atual estado da arte, propõe-se uma metodologia de análise de reatores de alta tensão para simulação das tensões estabelecidas nos enrolamentos frente aos transitórios muito rápidos, decorrentes de manobras de chaveamento nas GIS. A metodologia é desenvolvida com base no Método dos Elementos Finitos (MEF), mostrando-se mais precisa na representação dos parâmetros elétricos e acoplamento eletromagnético no interior dos reatores, quando comparado aos modelos desenvolvidos por meio de circuitos elétricos equivalentes, tal como descrito na revisão bibliográfica até então. Os problemas resolvidos dentro do ambiente MEF apresentam maior acurácia na representação das características eletromagnéticas do dispositivo a ser modelado, além disso, existem atualmente diversos softwares livres para tal aplicação, mostrando-se uma alternativa sem custos de software e de confiável precisão. Na avaliação do desempenho computacional e processamento numérico, vale destacar que mesmo os softwares MEF demandam algum custo computacional. Todavia, a etapa mais custosa em termos

computacionais é realizada pelos pré-processadores de cálculo dessas plataformas, em que as matrizes e toda lógica computacional são estruturadas. Sendo assim, a rotina de modelagem e simulação se torna consideravelmente mais rápida. Além disso, grande parte desses softwares permitem programação direta em distintas linguagens e ambientes, comerciais ou livres, tais como: MATLAB, Visual Basic para MS-EXCEL, LUA Script, Python entre diversas outras plataformas. A flexibilidade na escolha da plataforma de programação representa um elemento facilitador no desenvolvimento da rotina computacional da metodologia proposta.

Visto que os enrolamentos de alta tensão de reatores e transformadores são construtivamente semelhantes, optou-se por desenvolver inicialmente uma metodologia padronizada aplicada aos reatores, podendo ser posteriormente expandida para modelagem de transformadores com múltiplos enrolamentos - A grande contribuição e inovação deste trabalho está na possibilidade de usar apenas o MEF como ferramenta de modelagem e simulação, simplificando significativamente a etapa de análise computacional realizada pelos engenheiros projetistas durante desenvolvimento de novos equipamentos destinados à aplicação específica em GIS, e sujeitos aos transitórios eletromagnéticos muito rápidos (VFTs), além de contar com a resposta na faixa de altas frequências com adequada precisão. A abordagem proposta neste trabalho não é objetiva à programação dos códigos MEF, focando-se mais pontualmente aos aplicativos computacionais à luz do conhecimento dos fenômenos, para se extrair o máximo de informações relevantes sobre o comportamento eletromagnético dos enrolamentos. Trata-se de uma metodologia de simulação e avaliação desenvolvida a priori na indústria, recentemente consolidada no projeto de reatores destinados às GIS pelo autor, e consolidada em termos acadêmicos nesta tese. Ademais, todo procedimento fabril empregado na concepção do equipamento, envolvendo o projeto inicial até ensaios em laboratório, são descritos em detalhes ao longo deste documento.

Portanto, a modelagem proposta é validada a partir de dados experimentais, demonstrando a aderência numérica da metodologia com base nos valores obtidos na prática, durante ensaios em laboratório. Destarte, o segundo capítulo mostra detalhes importantes para análise dos fenômenos em questão, além de serem descritas as características construtivas dos enrolamentos de reatores e transformadores isolados a óleo, as quais são úteis e fundamentais para proporcionar reprodução do método a outros tipos de equipamentos. Em sequência, no terceiro capítulo, são apresentadas as principais características das GIS no tocante à produção dos fenômenos estudados neste trabalho, bem como os principais mecanismos que levam a falha da isolamento elétrica desses equipamentos. Adicionalmente, é tratada a natureza do fenômeno eletromagnético que ocorre nos desconectores das chaves isoladas a gás, bem como a forma na qual tais fenômenos interagem

---

---

junto à isolação elétrica dos reatores. Na quarta seção, a metodologia proposta é descrita em detalhes, abordando o Método dos Elementos Finitos e o motivo pelo qual essa técnica mostra-se mais eficiente em comparação às demais. Os resultados obtidos a partir da metodologia de modelagem e simulação são descritos no quinto capítulo, e comparados às medições de tensão e resposta em frequência obtidas durante a fase de teste do equipamento. As conclusões e discussões pertinentes são apresentadas no sexto capítulo, ressaltando também eventuais ressalvas e observações técnicas sobre o projeto de reatores sujeitos aos transitórios muito rápidos VFT em GIS, bem como futuras pesquisas e contribuições a serem realizadas a partir do conhecimento documentado ao longo da confecção desta tese.

## 2 CARACTERÍSTICAS CONSTRUTIVAS DOS ENROLAMENTOS

Se faz necessário introduzir e apresentar maiores detalhes mecânicos e construtivos dos enrolamentos de reatores para que se viabilize a elaboração de modelos matemáticos competentes para aplicação da metodologia proposta. O principal objetivo deste capítulo é mostrar que o enrolamento de alta tensão contém uma série de peças e partes que influenciam no estudo das sobretensões e que são estruturas de alta complexidade.

Os enrolamentos são os componentes ativos das máquinas elétricas, responsáveis pela geração do campo magnético, princípio de funcionamento das máquinas eletromecânicas (e.g. geradores síncronos e motores de indução) e estáticas, tais como os transformadores e reatores. Contudo, os enrolamentos são muitas vezes tratados como simples bobinas ou ainda condutores enrolados ao redor de um núcleo ferromagnético de alta permeabilidade, cujos terminais são conectados à uma fonte de energia elétrica, produzindo corrente elétrica e, conseqüentemente, um campo magnético confinado no interior desse núcleo. Todavia, será descrito ao longo deste capítulo que o conceito de enrolamento, bobina e espira são distintos, importantes e fundamentais para a compreensão apropriada de diferentes máquinas elétricas. Ademais, existem diferentes tipos de enrolamentos, cada qual com suas características mecânicas e elétricas específicas para atender as demandas térmicas, dielétricas, mecânicas e magnéticas das diferentes máquinas elétricas.

Inicialmente, nos reatores do tipo *core type*, os enrolamentos são divididos em ao menos dois grupos principais. Os enrolamentos planos, conhecidos como enrolamentos tipo disco e os enrolamentos inclinados, conhecidos como enrolamentos helicoidais (KARLSEN, 2004).

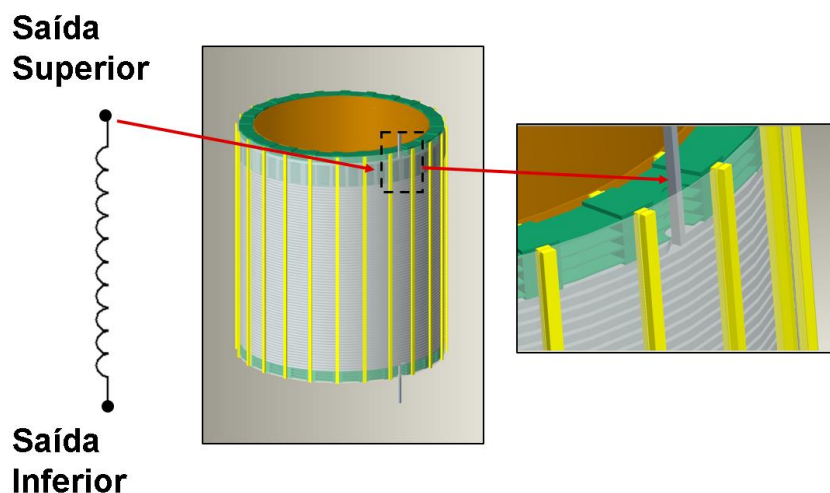
De forma introdutória, uma espira pode ser definida por um ou mais condutores em paralelo no entorno de um núcleo concêntrico, que pode ser constituído por material ferromagnético ou ar, conforme ilustrado na figura 2.1 no lado esquerdo. O conceito de bobina é dado por um conjunto de espiras em formato axial ou radial, tal como ilustrado na figura 2.1A. Por fim, o conceito de enrolamento é dado por um conjunto de bobinas associado a uma mesma estrutura, ou seja, em torno de um mesmo núcleo concêntrico.

---



No tocante às principais peças, os cilindros são estruturas destinadas a suportar mecanicamente o enrolamento. São chamados de cilindro matriz pelo fato de que o enrolamento é executado sobre ele. As tiras verticais (*Strips*) são espaçadores radiais que objetivam criar um canal de óleo entre o enrolamento e os cilindros para que haja fluxo de óleo e maior rigidez dielétrica na adjacência do enrolamento. Os calços espaçadores axiais (*spacers*) têm a finalidade de espaçar elétrica e termicamente as espiras e bobinas de um enrolamento. Assim como os cilindros e as tiras, estas peças são confeccionadas de *pressboard*, que é um material de alta densidade à base de celulose com características adequadas à isolação de alta tensão imersa em óleo isolante. Os terminais de um enrolamento são chamados de saídas de enrolamentos, ou *winding exits*. Estas estruturas são de extrema importância pois é através delas que a tensão e a corrente do sistema de potência chegam ao enrolamento. O projeto destas estruturas deve ser cauteloso e criterioso, levando em conta os fenômenos elétricos e térmicos (SOUZA, 2016). Basta levar em consideração que dentro de um enrolamento a isolação entre condutores é mínima e que está dentro de uma simetria cilíndrica onde os campos elétricos são pouco divergentes em termos gerais. Para fora do domínio do enrolamento, a geometria perde a simetria e concentra elevado gradiente à sua volta, pela alta divergência dos campos elétricos. Grande parte das falhas de transformadores no campo e em fábrica ocorrem nas chamadas saídas ou terminais dos enrolamentos (MENDES 1995). As saídas de enrolamentos recebem grande quantidade de isolação e mantém distâncias seguras contra descargas elétricas nas partes metálicas internas. A figura 2.3 ilustra um enrolamento e suas saídas.

Figura 2.3. Saídas de um enrolamento



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

As isolações terminais, também chamadas de *yoke insulations* ou *end insulations* são aquelas que compreendem desde o enrolamento propriamente dito até o núcleo do transformador. São estruturas complexas e dimensionadas para suportar os elevados gradientes e as fortes solicitações de escoamento contra terra. São estruturas chamadas de colares de canto (*Angle ring*) fabricados de celulose oriunda de madeiras coníferas de crescimento lento, encontradas principalmente na Escandinávia (MALDE, 2016). O crescimento lento das árvores faz com que a madeira tenha alta densidade e reúna características favoráveis à produção de material isolante para altas tensões e sejam impregnáveis com óleo. Este material é produzido com processos de separação das polpas e tratamento para composição de chapas. O material isolante é o mesmo que fora supracitado, chamado de *pressboard* ou *pressplates* com a sigla PSP, que será usada deste ponto em diante. A figura 2.4 mostra detalhes da isolação terminal entre a parte viva (enrolamento) e a parte metálica estrutural. São usados anéis de PSP para sustentação mecânica e estabelecimento das distâncias elétricas necessárias para integridade isolante, escoamento e suportabilidade de curto-circuito.

Figura 2.4. Detalhes da isolação entre enrolamentos e terra.

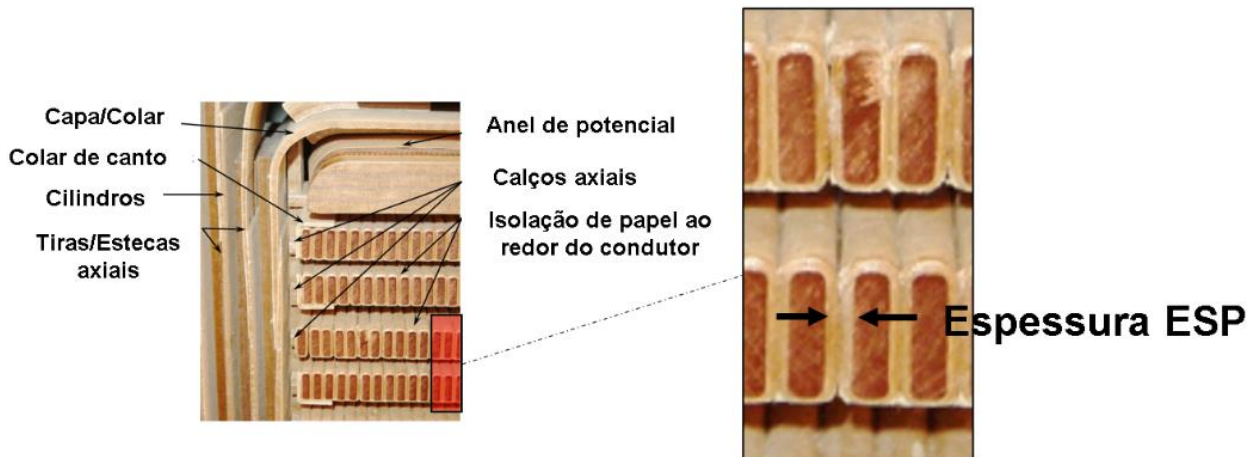


Fonte CIGRE, 2015 (Brochura 323)

As isolações entre espiras são constituídas de papel isolante e com calços de PSP. A espessura de papel é dimensionada conforme as solicitações de serviço e impulso atmosférico. Trata-se de um parâmetro crítico visto que uma grande espessura resolve questões de cunho dielétrico, mas comprometem o desempenho térmico pois atuam como isolantes ao fluxo de calor. A figura 2.5

mostra um detalhe da isolação de papel entre condutores, onde a dimensão chamada “esp” é a espessura unilateral de isolação entre condutores.

Figura 2.5. Detalhes da isolação entre espiras.



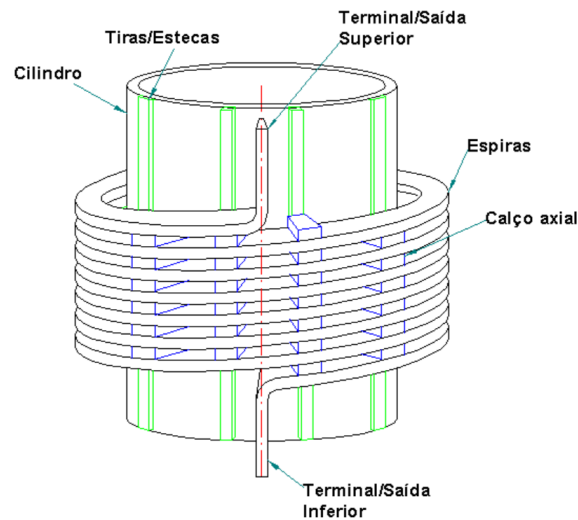
Fonte: Adaptado de CIGRE, 2015 (Brochura 323)

## 2.1 ENROLAMENTOS HELICOIDAIS

Os enrolamentos helicoidais são espiras enroladas de forma axial e, em termos mecânicos e de fabricação, mais simples se comparados aos demais tipos de enrolamento. Esse tipo de enrolamento é descrito em maiores detalhes na figura 2.6. São construídos com uma particularidade mecânica dos calços isolantes axiais (*spacers*) para prover maior distância elétrica entre espiras e maior área de contato do condutor com o óleo, proporcionando um maior desempenho na troca de calor e conseqüentemente, na refrigeração do enrolamento. Esses enrolamentos são também conhecidos na indústria e na literatura técnica como *Helical* ou *Helicoidal Windings*. Também são conhecidos na literatura técnica como enrolamentos em parafuso ou H, *Screw windings* e ainda a partir do termo sueco *Skruv Lindning*, dando origem a denominação *S Windings* (KARLSEN, 2004). Esse tipo de enrolamento é caracterizado por operar em tensões menos elevadas, altas correntes e número reduzido de espiras, em comparação a outros equipamentos com a mesma potência nominal.



Figura 2.6 – Enrolamento helicoidal.



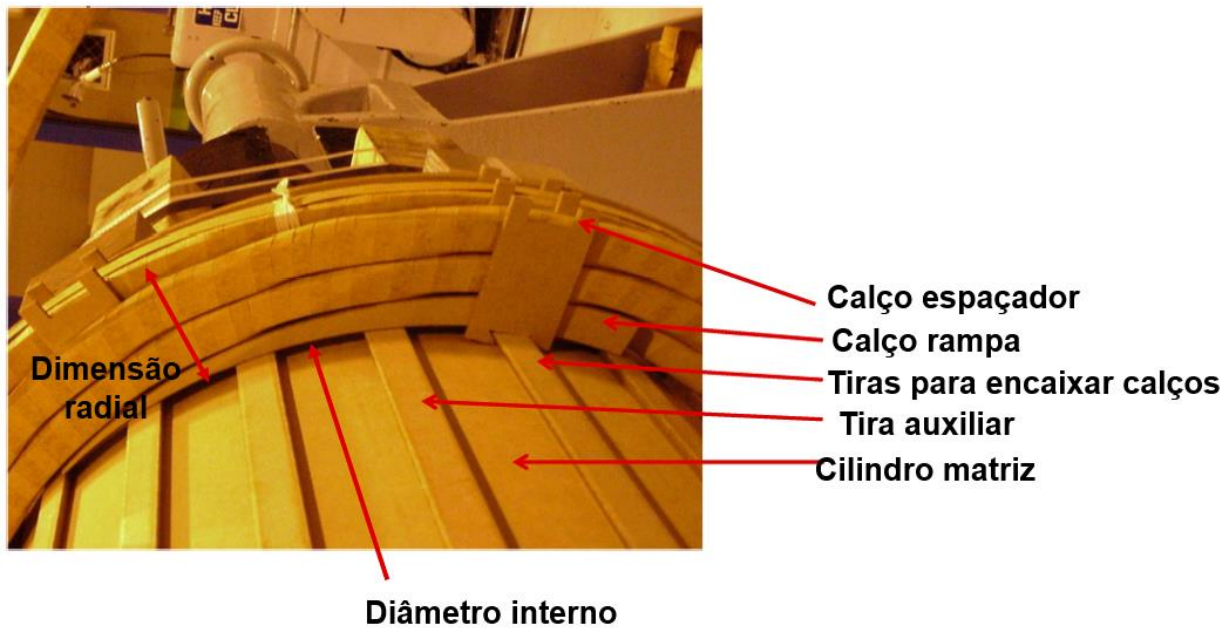
Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Construtivamente estes enrolamentos não possuem número elevado de espiras, pois têm altura mecânica proporcional ao número de espiras. Sendo assim, aparecem com menor frequência em reatores. Contudo, este enrolamento pode ser considerado para fins de modelagem como um enrolamento em disco, com apenas uma espira por bobina.

## 2.1.1 ENROLAMENTOS EM DISCOS

Os enrolamentos em disco são amplamente utilizados em reatores de alta tensão ou nas aplicações nas quais muitas espiras são necessárias. As espiras são enroladas de forma concêntrica justaposta na direção radial, tal como um disco com espiras coplanares e diâmetro variável em relação a um mesmo centro. A figura 2.7 mostra a construção de um disco de um enrolamento. O disco é uma bobina, por se tratar de um conjunto de espiras justapostas.

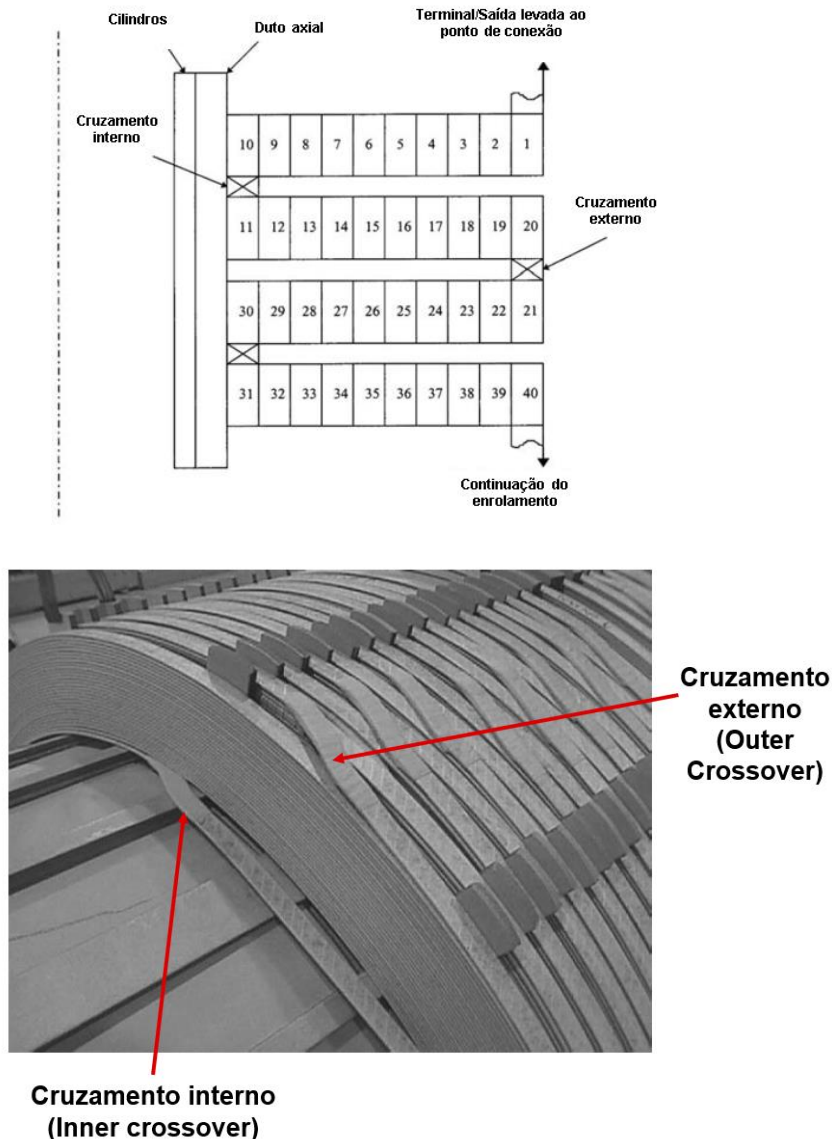
Figura 2.7 – Construção de um enrolamento em discos.



Fonte: Adaptado de MALDE & BEAUDOIN (2016).

A fabricação desse tipo de enrolamento é um processo complexo e detalhado, envolvendo diversas etapas artesanais. Cada espira construída, com menor diâmetro no mesmo disco, é dobrada com ferramentas hidráulicas para um nível superior (maior diâmetro) e assim sucessivamente para as demais espiras, até formar um disco completo. Dessa forma, os discos são sobrepostos sucessivamente de forma vertical ao longo do eixo vertical do núcleo do enrolamento como mostra a figura 2.8 (HARLOW, 2004). Mecanicamente, a quantidade de espiras radiais pode ser desde duas até cinquenta espiras, dependendo da aplicação do equipamento. Caso haja apenas uma espira radial, o enrolamento torna-se um tipo helicoidal conforme mencionado ao final da seção anterior. Os discos são separados por calços de *pressboard* de forma axial, atuando sobre os efeitos térmicos e eletrostáticos no interior do equipamento (MALDE & BEAUDOIN, 2016). Os calços apresentam funções térmicas, pois possibilitam a circulação radial do óleo isolante, auxiliando na refrigeração e troca de calor. No que diz respeito à coordenação de isolamento, os calços garantem à devida distância dielétrica, necessária para que não haja descargas entre discos adjacentes. A figura 2.8 mostra o perfil de um enrolamento, no qual as espiras estão distribuídas em quatro discos sobrepostos ao longo do eixo axial do núcleo.

Figura 2.8 – Configuração em discos do enrolamento.



Fonte: adaptado de HARLOW (2004).

Cabe salientar que a diferença de potencial entre discos é maior em valor e proporcional à quantidade de espiras por disco no enrolamento. Em grandes transformadores de potência o número de discos está entre 60 e 200 com cerca de 15 espiras por disco. Nos reatores de potência, com níveis de tensão na ordem de 500 kV a 30 MVar, um enrolamento deve ter cerca de 3500 espiras, com 170 discos axiais e 20 espiras por disco. A vantagem imediata desse tipo de enrolamento é que se obtém uma grande quantidade de espiras com menores alturas do núcleo. Em contrapartida, essa configuração resulta em um maior volume radial da parte ativa do equipamento (GEORGILAKIS, 2009).

Os enrolamentos em discos são amplamente aplicados no projeto de grandes reatores, com altíssimo nível de tensão. Os níveis de tensão desses enrolamentos são de até 765 kV de operação e 2000 kV para impulso atmosférico. Mesmo grandes transformadores aplicados aos sistemas HVDC, como aqueles utilizados em Três Gargantas na China, onde o *link* DC opera em 1000 kV e níveis de impulso de 3000 kV, os enrolamentos tipo disco são amplamente utilizados em sistemas em alta tensão (MENDES, 1995).

Esse tipo de enrolamento é produzido com condutores simples, ou transpostos, dependendo da corrente de operação do terminal conectado. Existem técnicas específicas para a construção e fabricação, pois são enrolamentos mais complexos, gerando maiores efeitos transitórios devido a estrutura mecânica e comprimento dos cabos. Ademais estes enrolamentos em disco podem ser do tipo contínuos ou entrelaçados. Esta diferenciação é importante na modelagem do enrolamento e será detalhada no capítulo oportuno.

---

---

## 3 SUBESTAÇÕES ISOLADAS A GÁS

Neste capítulo, será mostrada uma breve introdução ao sistema GIS, para a adequada construção do entendimento sobre a metodologia proposta neste trabalho.

As primeiras subestações a gás (GIS – *Gas Insulated Substation*) foram construídas nos anos 1960. Os primeiros disjuntores, para subestações a gás, foram desenvolvidos em 1964, logo então as primeiras subestações a gás foram projetadas e instaladas em 1968. Em 1983 foi construída a maior GIS do mundo, até então, junto à subestação da usina de Itaipu, operando em 550 kV, e com pressão de operação de 4 bar. Alguns anos depois, em 1986, o primeiro projeto GIS 800 kV foi desenvolvido, e entre 1995 a 2000 importantes avanços tecnológicos ocorreram, tais como: compactação das GIS por meio de pressões ainda mais elevadas, desenvolvimento de novos isoladores, técnicas de controle inteligentes baseadas em software. Logo então, no início dos anos 2000, soluções híbridas foram propostas, fazendo uso de técnicas aplicadas às GIS e subestações convencionais, com cerca de 50 mil compartimentos isolados a gás. (ABB, 2018).

Organizações internacionais, tais como IEC – *International Electrotechnical Commission* e IEEE – *Institute of Electrical and Electronic Engineers*, têm proposto uma série de diretrizes normativas para operação e desenvolvimento adequado dessa nova tecnologia. Dessa forma, torna-se importante apresentar algumas definições importantes para compreensão adequada da tecnologia às GIS, mais especificamente no tocante aos reatores de potência.

Inicialmente, existem duas definições distintas para sigla GIS na norma da IEC e do IEEE. Na primeira, GIS é atribuída ao termo na língua inglesa *Gas Insulated Switchgear*, enquanto no segundo caso, essa mesma sigla corresponde à *Gas Insulated Substations*. Tal distinção na definição é de cunho histórico. A IEC criou o grupo de estudos SC17A (*Study Committee*) para definição dos padrões de disjuntores e mais tarde criou o SC17C para definição dos padrões referentes aos compartimentos com chaves, disjuntores fusíveis. A esse compartimento ou conjunto atribui-se o termo *switchgear*. Portanto, a associação do termo GIS foi atribuído a *switchgear* na IEC. Por outro lado, o comitê de subestações desenvolveu padrões de GIS no subcomitê de subestações do IEEE, logo a sigla GIS está relacionada às *substations* (KOCK, 2014).

Nesse contexto, a descrição apresentada pela IEEE C37.122 é mais detalhada e específica do que a IEC 62271-203, em que se lê na primeira a descrição:

Montagem compacta de multicomponentes, enclausurados em um invólucro metálico e aterrado com meio isolante primário composto por gás SF<sub>6</sub>, tais como barramentos, chaves, disjuntores, entre outros equipamentos associados.

Já na segunda, (IEC 62271-203) a descrição é mais sucinta e objetiva limitando-se a descrever apenas os barramentos em invólucros metálicos. No entanto, o IEEE e a IEC definem determinados componentes da GIS em diferentes normas.

A IEC 62271-203 define dois termos:

- *Metal-Enclosed Switchgear and Controlgear* como montagens de invólucros aterrados, que não incluem as conexões externas;
- *Gas Insulated Metal-Enclosed Switchgear* como um *Metal-Enclosed Switchgear* no qual a isolação é obtida por um gás diferente do ar na pressão atmosférica.

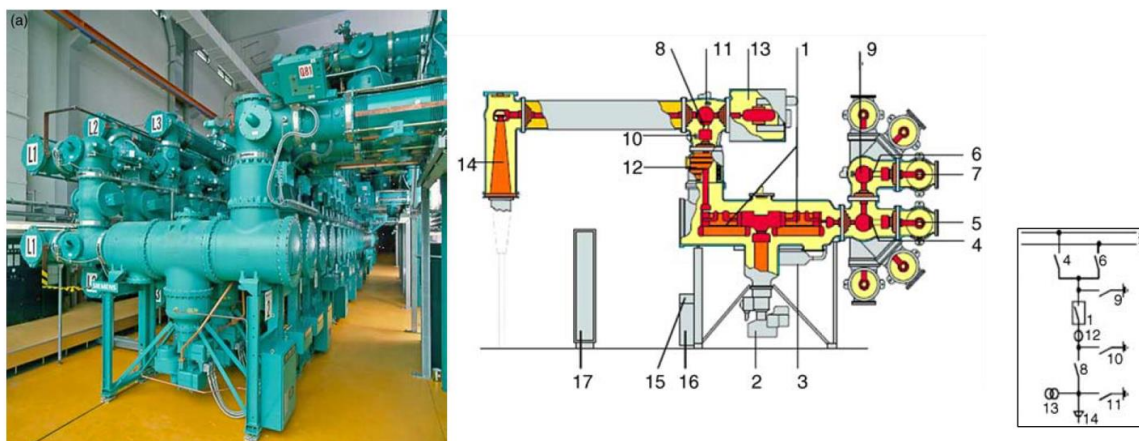
O compartimento da GIS descrito como parte do *switchgear* que contém o gás nas condições apropriadas para isolação, proteção contra influências externas e segurança operacional é definida na IEC62271-203. Na IEEE C37.122 a definição é semelhante, porém adicionando os termos como parte aterrada do invólucro do *switchgear* que contém o gás nas condições prescritas e necessárias para manter os níveis de isolação, proteção contra influências externas e alto grau de proteção de aproximação das partes vivas energizadas.

O meio isolante é o SF<sub>6</sub>, hexafluoreto de enxofre, discutido em maiores detalhes na ASTM D2472-00. Trata-se de um gás incolor, inodoro, não inflamável e não tóxico. É cinco vezes mais pesado do que o ar atmosférico nas condições de 20 °C e 100 kPa. Esse gás apresenta alta rigidez dielétrica em função da pressão de trabalho e elevada capacidade de extinção de arco voltaico. Contudo é um grande gás estufa, sendo cerca de 24 mil vezes mais nocivo ao meio ambiente em comparação ao CO<sub>2</sub> (ASTM D2472-00).

A figura 3.1 descreve uma GIS 500 kV com detalhes construtivos e dimensões.

---

Figura 3.1. Descrição de uma GIS 500 kV.



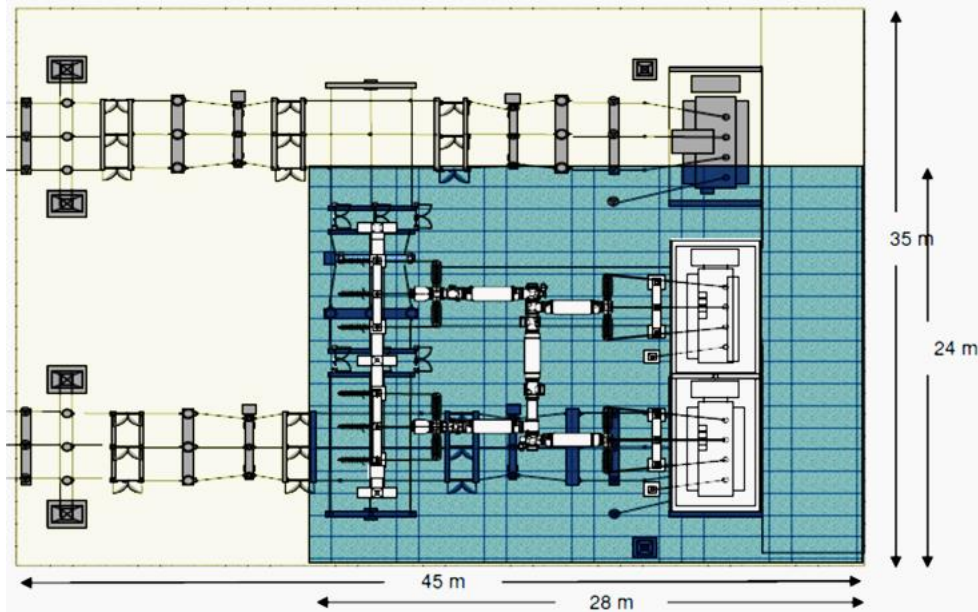
Adaptado de KOCK (2014).

Na figura 3.1, observa-se os seguintes detalhes: 1) câmara de interrupção do disjuntor, 2) unidade eletro-hidráulica de operação do mecanismo, 3) unidade de armazenamento hidráulica, 4) desconector de barramento, 5) barramento, 6) desconector de barramento, 7) barramento, 8) desconector do barramento de saída, 9) chave de aterramento, 10) chave de aterramento, 11) chave de aterramento de alta velocidade, 12) transformador de corrente, 13) transformador de potencial, 14) unidade de monitoramento de gás, 15) unidade de monitoramento do gás, 16) unidades de controle do disjuntor, 17) cubículo central de controle.

O invólucro cilíndrico é construído de alumínio de tem cerca de 500 mm de diâmetro interno para 500 kV. Normalmente operam com pressão na ordem 5 a 7 bar, dependendo do projeto e da seção da GIS (MALLER e NAIDU, 1981).

As GIS têm vantagens sobre as subestações isoladas a ar convencionais (AIS – *Air Insulated Substation*). Uma das principais vantagens são as dimensões reduzidas da subestação. As GIS tendem a ser de 75% a 90% menores em área que as AIS convencionais, haja vista a possibilidade de montagem dos componentes em pavimentos, semelhantes a edifícios (NAGARSHETH & SINGH, 2013). A figura 3.2 apresenta uma comparação entre subestações AIS e GIS, em que a segunda é descrita em azul.

Figura 3.2. Análise ilustrativa das dimensões de uma GIS e AIS.



Fonte: ABB, 2014.

### 3.1 VFTO NAS SUBESTAÇÕES GIS

Nesta seção, o VFT, que é o fenômeno que motiva este trabalho é descrito. Os denominados Transitórios Muito Rápidos, *Very Fast Transients* – VFT, são fenômenos recorrentes nas GIS devido à alta capacidade na extinção de arcos elétricos durante manobras mecânicas em ambiente pressurizado com SF<sub>6</sub>. Esses arcos voltaicos são gerados durante a ruptura dielétrica no gás e são compostos por sucessivos *strikes* até que a distância entre os contatos dos desconectores seja suficiente para interromper totalmente a corrente através do gás isolante. Embora este fenômeno transitório ocorra em qualquer tipo de manobra de chaveamento, no caso das GIS, esses transitórios são extremamente rápidos, com frente de onda entre 2 a 100 ns, e compostos por faixa de frequência altíssima, muito além daquela que compreende as descargas atmosféricas (AHMAD & GHOLAMI, 2013). A amplitude, polaridade e direção das ondas viajantes, resultantes do VFT, são determinadas pelas mudanças de impedância nas conexões, juntas em “T”, buchas e demais componentes na rede GIS conectada. Ainda, embora a frente de onda seja muito íngreme nesse tipo de transitório, os VFTs podem apresentar características oscilatórias na ordem de alguns MHz, com amortecimento na ordem

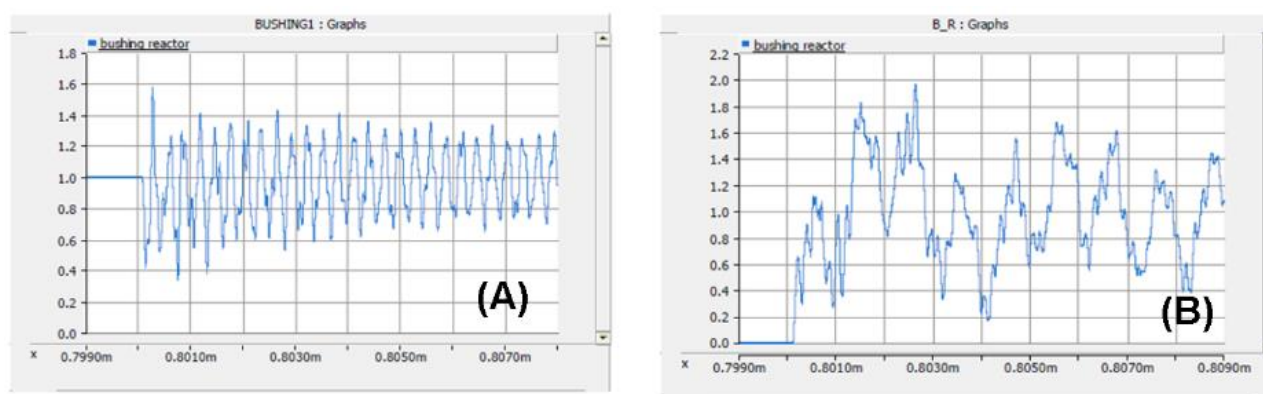


de alguns microssegundos, devido aos parâmetros elétricos da própria GIS (indutâncias e capacitâncias) e às sucessivas reflexões de onda.

As sucessivas reflexões de onda que se propagam no interior da GIS resultam em sobretensões, denominadas na literatura técnica como *Very Fast Transient Overvoltages* – VFTO. Nas GIS até 500 kV, as magnitudes dificilmente excedem 1.5 pu da tensão de pico fase-terra do sistema. Embora teoricamente possam chegar até 2 pu. Para sistemas *Ultra High Voltage* – UHV, na ordem de 1000 kV, VFTOs na ordem de 3 pu são teoricamente possíveis e praticamente limitados entre 2.5 a 2.8 pu (HAO, 2018). A figura 3.3 ilustra uma forma de onda típica de VFT, fornecida por um estudo de sistemas de uma grande concessionária. A figura 3.4 descreve uma outra oscilografia da parte inicial de um VFT real, ou seja, os primeiros instantes de tempo. Cabe salientar a diferença entre essas duas ondas da figura 3.3: a figura 3.3 A contém múltiplas frequências e uma oscilação multimodal predominante, ao passo que a figura 3.3 B possui uma característica de degrau. Estas duas ondas são as tensões fase terra em pu no terminal de alta tensão de um reator de potência.

Dada a dificuldade técnica de se medir na prática um evento de VFT e até a sua reprodução em laboratório, algumas ondas típicas são sugeridas pela comunidade científica para servirem de referência para validação de projetos ainda durante a etapa de concepção. Sendo assim, uma terceira onda é mostrada na figura 3.5, em que uma onda impulsiva de natureza dupla triangular é adotada por algumas concessionárias sul-americanas em suas especificações técnicas, para fins de dimensionamento de equipamentos.

Figura 3.3. Tensão durante VFT.

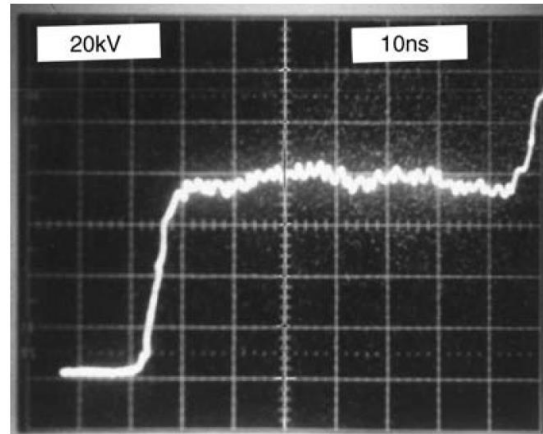


Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Nesta figura 3.3, a figura da esquerda é uma onda gerada em um determinado caso de abertura de disjuntor e a figura da direita uma energização. O eixo vertical é o tempo em microssegundos e a

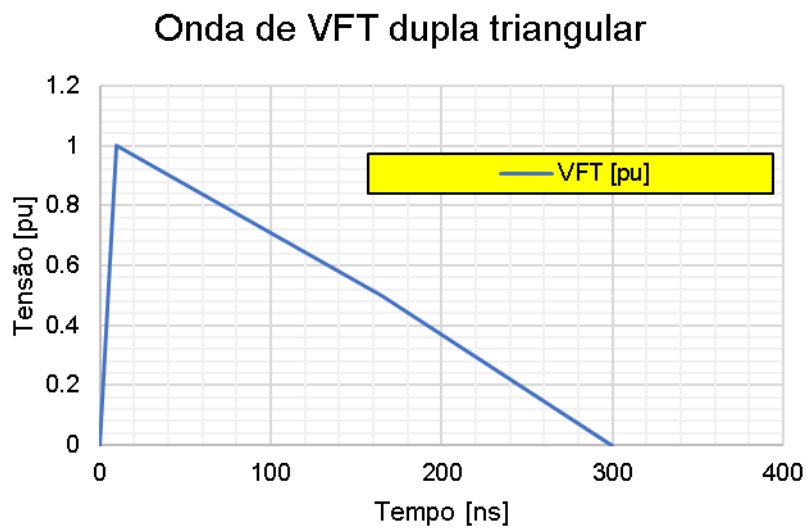
escala vertical a tensão fase-terra em pu. Para validação do projeto de reatores, muitas vezes as ondas geradas nas simulações de VFT em ambiente EMTP são fornecidas para o fabricante checar a suportabilidade interna dos enrolamentos dos reatores.

Figura 3.4. Registro oscilográfico dos primeiros instantes de um VFT.



Fonte: HAO, 2018.

Figura 3.5. Ilustração de onda VFT especificada.



Umáx-Sistema	U.pico	Tempo de Subida	Tempo 50% U.pico
[kV]	[kV]	[ns]	[ns]
245	400	10	165
345	563	10	165
550	898	10	165

Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

---

A onda da figura 3.5 contém informações relevantes de uma especificação técnica de reatores de potências que serão submetidos a solicitações de VFOT. Neste caso, mostra-se que para cada classe de tensão é necessário considerar uma onda impulsiva com tempo de subida de 10 ns e tempo de cauda de 165 ns. Trata-se de uma onda teórica que deve ser avaliada durante a concepção do projeto. Dada a natureza oscilatória e aleatória do fenômeno do VFT, e indisponibilidade de dados simulados durante as etapas de projeto, a alternativa aceitável por grande parte das concessionárias é a validação teórica com ondas pré-definidas.

## 3.2 COMPARAÇÃO ENTRE VFT E IMPULSO ATMOSFÉRICO

Os equipamentos de potência devem atender aos níveis de isolamento requeridos em norma. A cada faixa de máxima tensão operativa existe um nível de impulso atmosférico correspondente. Este nível é denominado *Basic Insulation Level* – BIL. Por exemplo, para equipamentos com tensão nominal 500 kV, o nível de impulso normalizado é 1550 kV, considerando-se uma onda 1,2/50  $\mu$ s (onda de impulso pleno). A literatura técnica descreve também as ondas cortadas, caracterizadas por magnitude 15% acima da onda plena, as quais são utilizadas para análise da integridade de equipamentos em sistemas de potência frente a atuação de para-raios (IEEE C57.12.90). Essas ondas são representadas por um impulso pleno cortados através de um *chopping-gap*, (ou também *spark-gap*) no ar entre 2 e 5  $\mu$ s, gerando uma queda de tensão na ordem de 500 ns, aproximadamente de 50 vezes mais lenta em comparação aos VFT, quando se compara os dados das normas de teste de reatores e as ondas VFTs medidas, publicadas e disponíveis em nos principais guias e diretrizes do CIGRE (RIECHERT, 2012).

Como as ondas VFT não são normalizadas e têm características muito peculiares, devido à diversidade das instalações GIS, será realizada uma comparação qualitativa entre VFT e ondas de ensaio pré-definidas em normas. Nas figuras 3.6 a 3.8, são mostradas as comparações no domínio do tempo das ondas de impulso normalizadas e das ondas VFT dupla triangular. Para análise temporal, considera-se o impulso atmosférico como onda dupla triangular (dupla rampa, apenas para visualização), embora em termos matemáticos, o fenômeno seja melhor representado por uma onda dupla exponencial. Nesta análise, considera-se o nível de tensão 500 kV, sendo o VFT especificado 898 kV (1pu) comparado aos 1550 kV de impulso pleno (1,76 pu).

A expressão matemática que pode ser usada na descrição das ondas impulsivas e ilustrada na equação 1 a seguir.

$$v(t) = a_0 \cdot (e^{-\alpha t} - e^{-\beta t}) \quad [1]$$

Sendo:

$v(t)$  é a forma de onda em função do tempo;

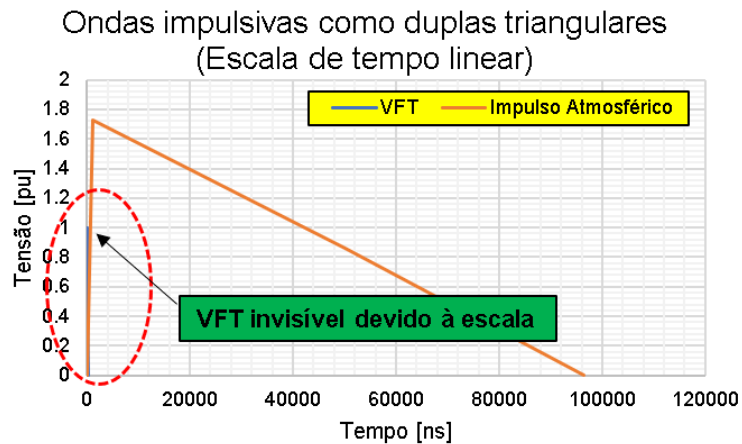
---

$a_0$  é o fator para ajuste do pico da onda estudada;

$\alpha$  é o fator do expoente relacionado ao tempo de cauda da onda em 1/s;

$\beta$  é o fator do expoente relacionado ao tempo de subida da onda em 1/s.

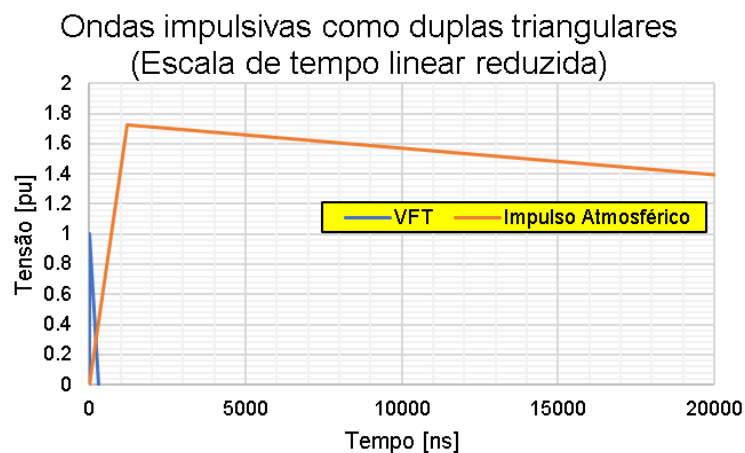
Figura 3.6. Comparação entre VFT e impulso no domínio do tempo.



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Observa-se que a onda de VFT é praticamente invisível quando observada junto com uma onda de impulso na mesma base de tempo. Portanto, na figura 3.7, a escala de tempo foi reduzida para análise mais detalhada do VFT, comparando-o à forma de onda do impulso pleno.

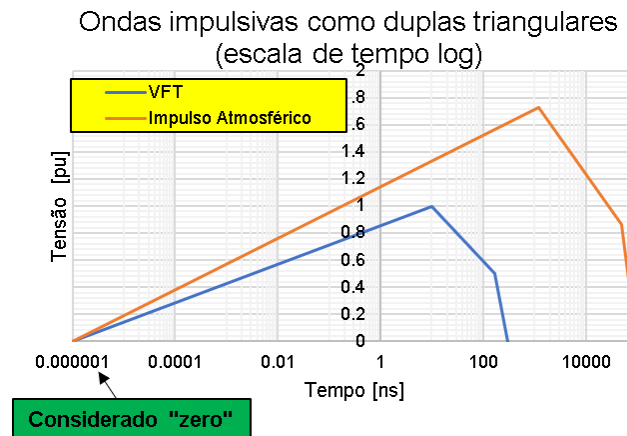
Figura 3.7. Comparação entre VFT e impulso pleno.



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

A figura 3.8 apresenta-se em escala logarítmica de tempo, destacando em maiores detalhes as diferenças entre os dois fenômenos transitórios sob análise. Esta visualização fornece melhor percepção da parcela de tensão contida no termo de subida da onda, comparada com as ondas normalizadas.

Figura 3.8. Comparação ente VFT e impulso pleno em escala logarítmica.

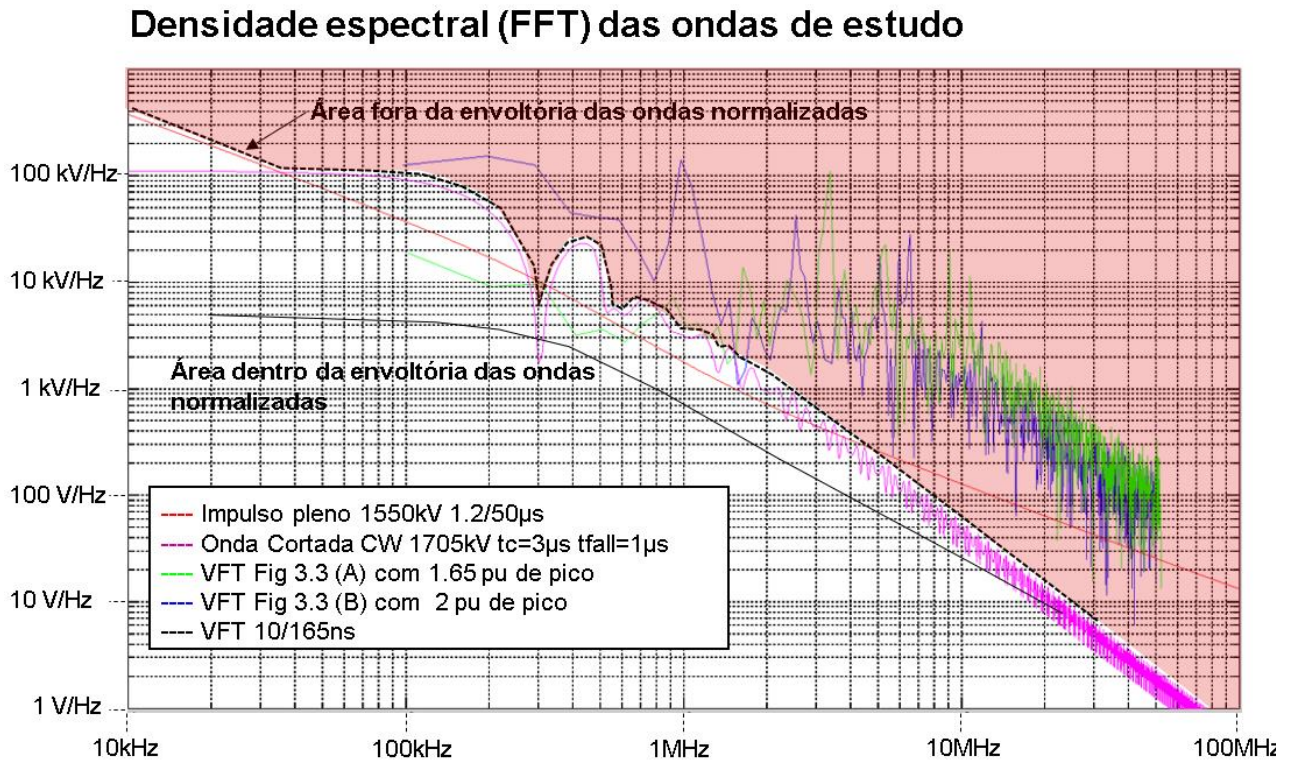


Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

A partir da análise comparativa entre as duas formas de onda no domínio do tempo, pode-se realizar análise no domínio da frequência. Por meio da transformada de Fourier (*Fast Fourier Transform* – FFT), é possível ainda realizar uma análise de densidade espectral das duas formas de onda. Na figura 3.9 são comparadas as densidades espectrais das ondas VFT e dupla triangular com ondas de impulso pleno e de impulso cortado em *spark-gap* no ar a uma atmosfera de pressão. Compara-se o envelope de frequência das ondas normalizadas e das ondas especificadas. Adicionalmente mostra-se a FFT das ondas fornecidas por uma concessionária, as quais foram descritas anteriormente na figura 3.3.

Na figura 3.9, o termo LI corresponde a *Lightning Impulse Wave*, e CW corresponde a *Chopped Wave* (onda cortada).

Figura 3.9. Comparação das densidades espectrais.



Esta figura 3.9 contém a densidade espectral de cinco formas de onda distintas. Trata-se aqui de tensões para classe de isolamento de 550 kV, onde 1 pu é o valor de pico da tensão fase terra.

$$\frac{550}{\sqrt{3}} \cdot \sqrt{2} = 449 \text{ kV} = 1 \text{ pu}$$

**Impulso pleno 1550 kV 1.2/50 $\mu$ s** – Onda impulsiva padronizada *Lightning Impulse* (LI) com 1550kV de amplitude de pico.

**Onda cortada CW 1705kV tc=3 $\mu$ s tfall=1 $\mu$ s** – Onda impulsiva padronizada cortada *Chopped Wave* (CW) com 10% a mais que a onda LI, conforme norma IEC60076-3. O tempo de corte é denominado *time to chop* (tc) e ocorre em 3  $\mu$ s. O parâmetro *tfall* é o tempo de descida da onda desde o corte até sua mínima amplitude. Tal corte é realizado em uma montagem de gaps esféricos no ar devidamente ativados na mesa de controle do engenheiro de testes.

**VFT fig 3.3 A e B** são as duas ondas da figura 3.3, sendo a onda “A” a que contém maior parcela oscilatória, com 740kV de pico e a onda “B” com 898kV de pico.

**VFT 10/165ns** é a onda dupla triangular sugerida na seção que menciona a figura 3.5.

A linha pontilhada preta mais espessa é uma envoltória que circunda os testes normalizados, chamada de *test envelope* na figura 3.9. Observa-se que mediante tempo de corte antecipado, as ondas utilizadas em ensaios normalizados podem não cobrir determinadas faixas de frequência dos fenômenos considerados. Isso é atestado ao se observar que acima da envoltória existe conteúdo espectral das ondas de VFT. A maior violação dos envelopes normalizados é causada pelas ondas oscilatórias multimodais. Embora não determinístico, é um indicativo de que medidas protetivas, e maiores cuidados devem ser tomados no dimensionamento dos equipamentos (FERNANDEZ ET AL, 2010) – Isso é equivalente dizer que os testes normalizados não cobrem todas as faixas de frequência nas quais os sinais de VFT podem conter parcelas importantes de energia.

Cabe salientar que a onda dupla triangular é uma aproximação que visa simplificações. Neste trabalho elas foram apenas mencionadas para mostrar que são de alguma forma consideradas na prática para fins de comparação. As ondas impulsivas calculadas e simuladas são duplas exponenciais em concordância com a equação 1, dados os devidos ajustes nos fatores de forma.

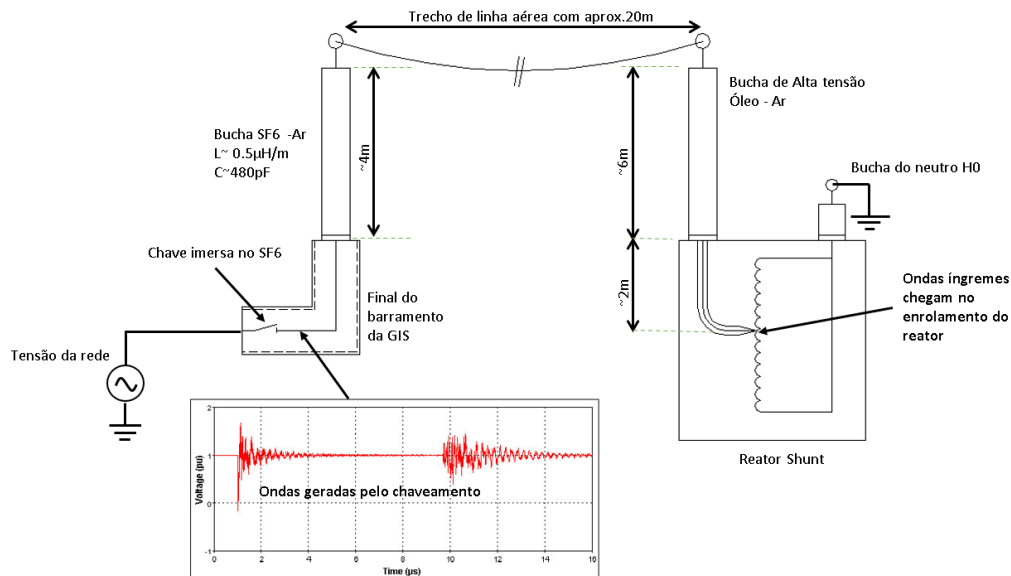
### **3.3 EFEITOS DA VFTO SOBRE A ISOLAÇÃO INTERNA NAS GIS**

Reatores de potência (*Shunt Reactors*), podem ser ligados diretamente ou indiretamente nas GIS. O segundo modo é o mais comum, no qual após o barramento GIS e a bucha Ar-Gás, existe um trecho relativamente curto de linha aérea (*Overhead Line – OHL*) conforme ilustrado na figura 3.10. Verifica-se que as ondas geradas nos desconectores alcançam o enrolamento do reator.

---



Figura 3.10. Conexão do reator à uma GIS de forma indireta.



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

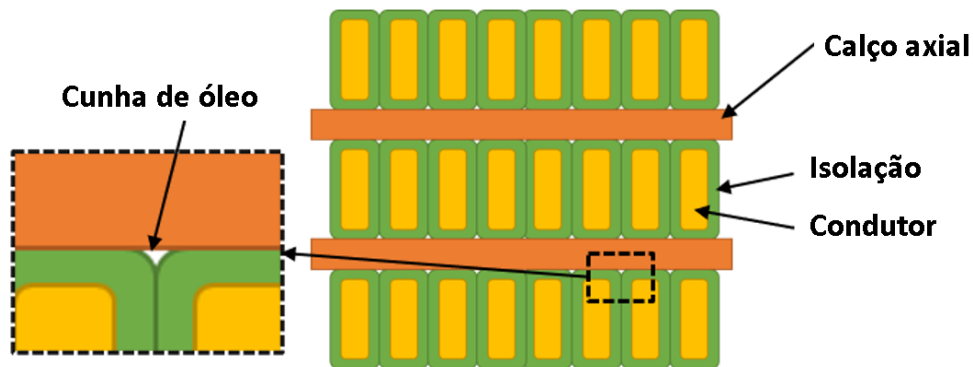
Com base nas figuras 3.9 e 3.10, pode-se observar que componentes com menor energia, mas caracterizadas por altas frequências, são geradas durante os VFTs e se propagam através da bucha Gás-Ar, pela OHL até a bucha Óleo-Ar do reator e por fim nas primeiras espiras do enrolamento de alta tensão do reator.

Usualmente, vale observar que quanto menor o tempo de incidência da sobretensão, maior é a suportabilidade associada da isolamento elétrico óleo-papel impregnado, mediante os altos valores  $dv/dt$  e altas frequências geradas pelo VFTOs. Neste contexto, a isolamento em equipamentos e sistemas sujeitos a possível ocorrência de VFTOs deve apresentar características específicas, levando-se em conta diversos fatores. Por exemplo, sobreaquecimento localizados podem resultar em descargas elétricas entre espiras de enrolamentos (HELI, 2020).

Outro fenômeno é a geração de pequenas descargas parciais na pequena cunha de óleo (*oil wedges*), projetada devido ao raio de canto dos condutores, como mostra a figura 3.11. Existe ainda uma grande concentração de campo elétrico na fronteira entre materiais com diferentes permissividades. Vale ressaltar que há um certo intervalo de tempo entre a iniciação da descarga parcial e o *flashover* completo, sendo assim, as descargas parciais são recorrentes ao longo das oscilações durante o VFT. Essas descargas recorrentes no interior da cunha de óleo, mencionada anteriormente, que por sua vez é envolvida por isolamento sólida, amplifica ainda mais o gradiente para

que descargas disruptivas ocorram. Destarte, de forma recorrente, estas descargas deterioram a isolação sólida ao longo do tempo, produzindo gases que reduzem a rigidez dielétrica do conjunto como um todo, incorrendo em possíveis falhas decorrentes de descargas disruptivas em níveis mais baixos de tensão (NAKANISHI, 1997).

Figura 3.11. Cunha de óleo no enrolamento.



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

A literatura técnica mostra que corpos de prova, submetidos a formas de ondas na ordem de 10 ns de frente e 2500 ns de cauda, apresentam menor suportabilidade do papel (isolação sólida) quando comparadas a outros corpos de prova submetidos a impulso atmosférico, com rigidez na ordem de 100 a 150 kV/mm (VANDERMAAR, 1994). Dessa forma, pode-se deduzir que equipamentos e sistemas sujeitos a recorrentes VFTOs apresentam maior deterioração da isolação elétrica em comparação às tecnologias convencionais, sujeitas somente às sobretensões resultantes de impulsos atmosférico e de chaveamento.

Nos níveis de 500 kV, como discutido anteriormente, o nível de impulso BIL mais comum é 1550 kV e a máxima tensão operativa 550 kV. As pesquisas e as diretrizes do CIGRE apontam que a VFTO pode atingir valores de até 2 pu nos casos mais críticos, devido ao *trapped charge*, apesar da literatura técnica mostrar que valores de 2,5 a 2,85 pu foram observados de forma experimental (ZHOU, 2018). Neste caso, sistemas com nível de tensão operativa 550 kV podem alcançar valores de até 898 kV. Portanto, a relação entre a amplitude máxima de VFT e a amplitude máxima do impulso na classe de 500 kV é de 898/1550 ou 58%.

Em operação normal no sistema de potência, é mais provável que o reator sofra as solicitações de VFT com mais frequência do que as solicitações impostas por impulsos previstos em normas por dois motivos: primeiramente porque as manobras de chaveamento de reatores durante a operação se

---

fazem necessárias e em segundo lugar, o caráter randômico e estatístico das descargas atmosféricas se revela na prática com amplitudes e frentes de onda menores e mais lentas que as ondas 1,2/50  $\mu$ s (MENDES, 1995).

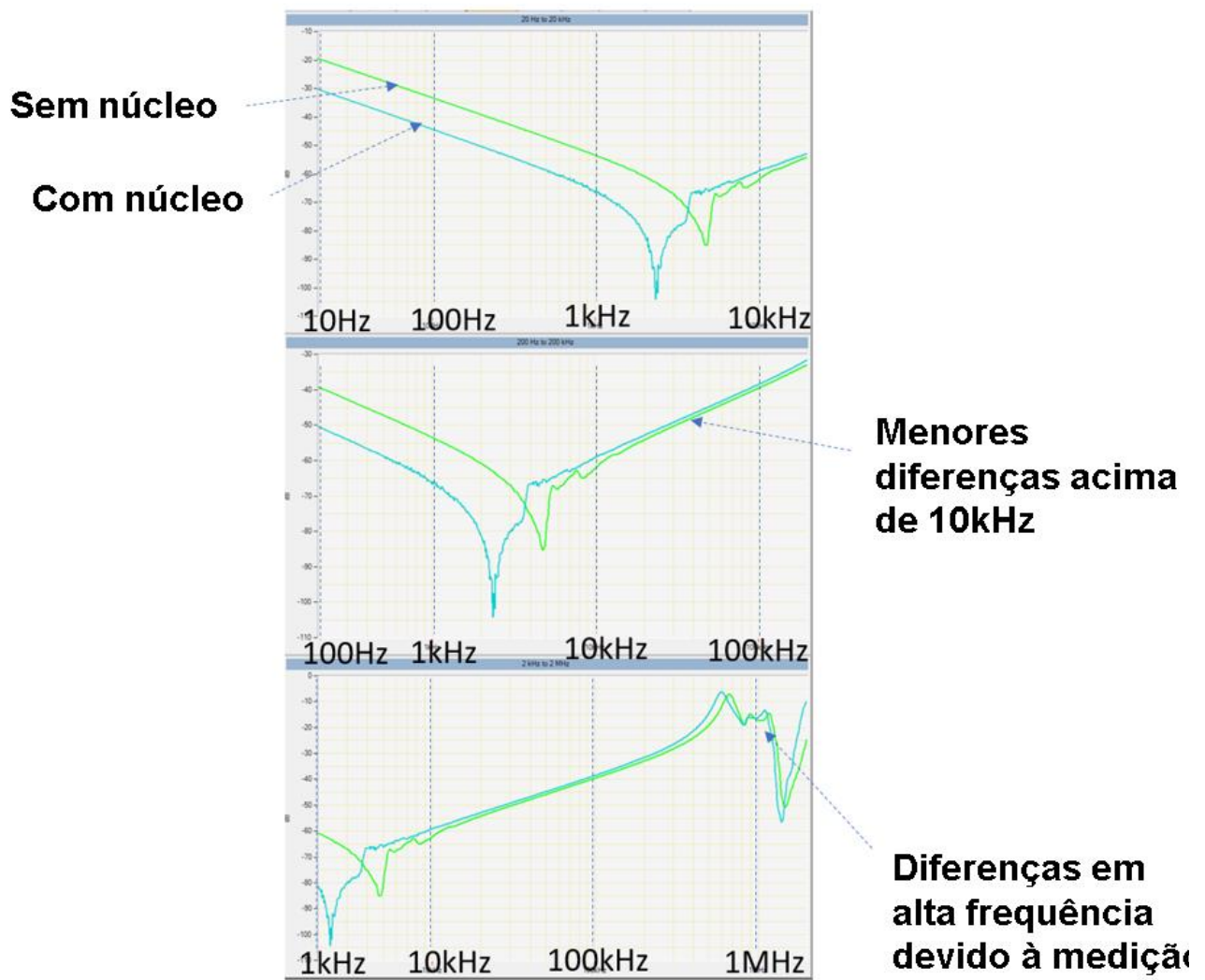
Por fim, a taxa de subida de tensão do impulso é 1550 kV sobre 1,2  $\mu$ s, resultando em variação de 1300 kV/ $\mu$ s ao passo que o VFTO gerado em uma câmara pressurizada com SF<sub>6</sub>, com pressão de 7 bar relativos a uma temperatura ambiente de 30 °C seria de 898 kV sobre 10 ns, o que resulta em aproximadamente 89800 kV/ $\mu$ s. Esta elevadíssima taxa de crescimento da tensão, além de influenciar os fenômenos anteriormente descritos, fazem com que os VFTs solicitem significativamente às demais partes do reator, e.g. isolamento entre o núcleo e tanque, de forma ainda mais severa que outros ensaios normalizados com impulso atmosférico cortado (CW – *Chopped Waves*).

## 4 MODELAGEM DOS REATORES

Nos dois capítulos anteriores foram respectivamente introduzidos os conceitos mecânicos construtivos dos enrolamentos e em seguida a origem dos VFTs. Neste capítulo será descrita a modelagem de um enrolamento tipo disco, totalmente entrelaçado para 500 kV, aplicado às subestações isoladas com SF<sub>6</sub> sob alta pressão – GIS. O Método dos Elementos Finitos – MEF será aplicado na modelagem e simulação dos reatores e suas partes mais importantes, bem como na forma como os parâmetros são definidos com o uso de um software comercial *SimCenter Magnet*. As características magnéticas do reator são levadas em conta na modelagem com a consideração de um núcleo de material linear, embora possam ser incluídas no modelo as não linearidades dos materiais ferromagnéticos. Para constatar este fato, foram realizadas medidas de resposta em frequência de um enrolamento fora do núcleo e o mesmo enrolamento montado no núcleo do reator. A figura 4.1 mostra que acima das faixas de 10 kHz, que é onde as frequências de VFT começam a ser relevantes conforme mostrado na figura 3.9, a presença magnética do núcleo deixa de ser relevante, contudo faz-se necessária a existência de uma superfície interna equipotencial aterrada, logo a superfície do núcleo é modelada como uma superfície equipotencial, com potencial zero, definida como a referência de tensão e para as capacitâncias paralelas do enrolamento.

---

Figura 4.1. Comparação das respostas em frequência com e sem núcleo magnético.



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Sem o núcleo magnético, observa-se pouca diferença no comportamento do enrolamento nas faixas de maiores frequências. Em frequências mais altas, na ordem de 2MHz, as diferenças são consideradas mínimas e irrelevantes pois são da ordem de 1dB em valores de resistência. Isso ocorre, pois as medições são realizadas fisicamente em locais distintos, nos quais o circuito de aterramento não é exatamente o mesmo bem como à configuração do *setup* de teste que não é possível de ser reproduzido com 100% de igualdade. Contudo, para se obter respostas em frequência mais próximas à realidade em baixas frequências, o núcleo deve estar presente.

O sinal aplicado ao modelo, para simulação dos VFTs de referência, obtidos durante procedimentos experimentais em alta tensão, é representado por uma onda dupla triangular com frente

de onda e calda com características similares aos transitórios muito rápidos sob análise (VAANDERMAR 1994; SHIBUYA, 2005).

A análise espectral dos VFTs comparada com as ondas padronizadas, como mencionado na seção 3 e ilustrado nas figuras 3.8 e 3.9, mostra que as ondas de VFT possuem conteúdo espectral mais energético do que as ondas padrão, logo uma isolamento dimensionada para atender as ondas padronizadas pode não ser suficiente para suportar as solicitações de VFT.

## 4.1 DETERMINAÇÃO DAS DIMENSÕES GERAIS DOS CONDUTORES

A primeira etapa consiste em definir precisamente as dimensões mecânicas do enrolamento do reator. Para tanto, faz-se necessário o conhecimento da quantidade de espiras, diâmetro interno e externo dos enrolamentos, isolamento e separação axial das bobinas, conforme descrito na seção 2. Tais informações são normalmente de propriedade dos fabricantes ou dos proprietários, caso estes possuam os dados de *design review* (CIGRE, 2012). Caso tais dados não estejam disponíveis, a partir da potência e da tensão do reator é possível se inferir valores típicos de condutores para projetos de reatores de potência para a classe de 500 kV e faixa de potência entre 20 e 50 MVA. Os parâmetros do reator são descritos da seguinte forma:

- **Altura de condutores entre 8 a 11 mm, largura entre 1 a 2mm.** A altura e a largura do condutor definem a densidade de corrente, bem como a capacitância entre espiras adjacentes. Tipicamente valores de densidade de corrente na ordem de 3 A/mm<sup>2</sup> são adequados para projetos de reatores imersos em óleo. O valor final, i.e., mediante ajustes finos com base em dados experimentais, é determinado mediante otimização do projeto final do enrolamento.
  - **Espessura da isolamento entre espiras de 1.2 a 2 mm.** A espessura influencia no desempenho térmico do enrolamento, no tamanho físico do enrolamento e na suportabilidade dielétrica. Durante a fase de projeto, estes parâmetros devem ser ajustados de forma ótima visando atender limitações térmicas, mecânicas e desempenho dielétrico satisfatórios nos ensaios de aceitação e operação na subestação.
  - **Espaçamentos entre bobinas axiais de 3 a 5 mm.** Este parâmetro tem a mesma abordagem da espessura de papel, porém com maior relevância em termos térmicos, visto que é o espaço principal para haver troca de calor adequada para refrigeração das bobinas.
-

- 
- **Diâmetro interno de enrolamentos entre 800 a 900 mm.** O diâmetro do núcleo é projetado para operar com densidade de fluxo magnético adequado na faixa linear dos materiais ferromagnéticos, analogamente aos transformadores de potência. Visto que é necessário manter distâncias adequadas entre o enrolamento de 500 kV e o núcleo aterrado, os enrolamentos tendem a estar nesta faixa de diâmetro. Como o cálculo de circuitos magnéticos é iterativo, o refinamento deste parâmetro se dá durante a fase de concepção do projeto.
  - **Altura total do enrolamento entre 1800 a 2200 mm.** Para que as espiras sejam projetadas de forma adequada, é necessário distribuí-las corretamente ao longo da altura do enrolamento. Reatores com as características supracitada tendem a ter cerca de 3000 a 4000 espiras dispostas na faixa de altura proposta. Assim como os demais parâmetros, a altura total do enrolamento é ajustada durante a fase de concepção e otimização do projeto.

Com estes parâmetros pré-estabelecidos, parte-se então para a real definição dos parâmetros de projeto do reator.

Contudo, cabe salientar de que o foco deste método não é projetar um reator de potência com todos os detalhes, bem como todas as características construtivas necessárias para tal. Objetiva-se aqui descrever uma metodologia para que a partir de valores de referência, se possa definir as dimensões necessárias para aplicação do MEF, caso seja necessário descrever e analisar o comportamento transitório do enrolamento na eventualidade de não se dispor dos dados de projeto reais do reator de potência a fim de que a proposta desta tese seja acessivelmente reproduzível. Certamente, que havendo a disponibilidade dos dados reais de projeto do reator, a representação do enrolamento com a utilização do método, ficará adequadamente compatível com o que se captura nas medições práticas.

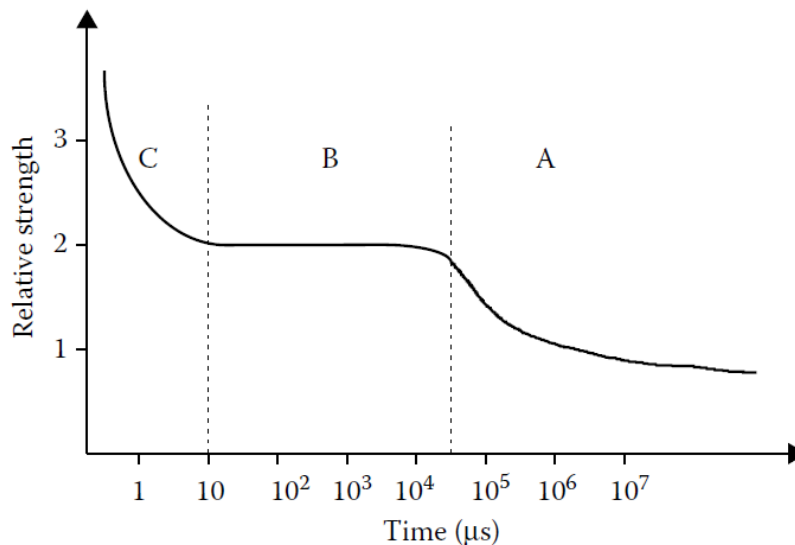
### **4.1.1 ETAPAS DE DEFINIÇÃO DOS PARÂMETROS FÍSICOS**

A partir da potência, da tensão e da frequência do reator sob estudo encontra-se a reatância necessária, que é um parâmetro para posterior verificação do modelo. Nesta seção será usado um reator de 28 MVA<sub>r</sub>, monofásico 500 kV/ $\sqrt{3}$  nominal e 575 kV/ $\sqrt{3}$  de tensão máxima operativa, e frequência de operação 60 Hz. Nestas condições a reatância e a indutância deste reator é de 2976,2 ohms e 7.89 H por fase e a corrente nominal para 500 kV é 96.99 A.

Em seguida, através do nível de tensão do reator, são definidos à luz das normas, o nível básico de isolamento (NBI) que é o impulso atmosférico e o surto de manobra, além dos níveis de suportabilidade à frequência industrial ou tensão aplicada/induzida.

Como as tensões de dimensionamento ocorrem em escalas de tempo bem diferentes, faz-se necessário avaliar a suportabilidade dielétrica das isolações para cada evento. Por exemplo, em operação à 500kV por fase o reator é submetido a 288,6 kV de forma constante, ao passo que durante o teste de impulso sofre uma série de ondas de 1550 kV que duram apenas alguns microssegundos. A relação de tensão é 5,37 vezes. Já para tensões induzidas da ordem de 1min, aplica-se 550 kV, o que significa que o impulso é cerca de 2,8 vezes maior que o AC-1min. Isso significa que a suportabilidade para tensões de menor tempo é maior para ondas impulsivas do que para ondas AC em frequência industrial. Para contornar tal fenômeno, Vecchio (VECCHIO, 2012) apresenta uma curva de dependência do tempo relativa, onde o valor unitário é o nível de tensão aplicado em 1min. A figura 4.1.1 mostra esta curva.

Figura 4.1.1. Representação esquemática da ruptura dielétrica da isolação.



Fonte: VECCHIO 2012.

Nesta figura, observam-se três faixas:

- C onde em tempos menores que 10  $\mu\text{s}$  a capacidade relativa da isolação é da ordem de 2.5 vezes os valores de 1min.
- B uma região da ordem de 1000  $\mu\text{s}$  a 10000  $\mu\text{s}$  onde se enquadram os surtos de manobra que levam as isolações a romper quando as tensões são cerca de 2 vezes os níveis de 1min.



- A observa-se uma queda gradual do nível relativo de suportabilidade ao passo que a curva tende a largas escalas de tempo.

Com este conceito estabelecido, se pode então definir a tensão de dimensionamento da entrada do enrolamento, aquele terminal ligado à bucha de AT. A tabela 4.1.2 mostra um resumo das principais tensões convertidas com fatores propostos – Para o exemplo é considerado o nível de tensão de 550 kV.

Tabela 4.1.2. Tensões convertidas para base de tempo de 1min

Condição	Tensão	Fator tempo	Udim
	[kV]		[kV]
Impulso	1550	2.5	620
Manobra	1300	2	650
Serviço	$550/\sqrt{3}$	0.67	473

Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

A maior tensão dimensionante no enrolamento para terra é 650kV oriunda do nível de impulso de manobra. Logo, desde a entrada do enrolamento até o terminal de neutro, deve haver uma distância dielétrica adequada para escoamento que deve estar em conformidade com a suportabilidade ao escoamento proposto por Moser (MOSER, 1979) na equação 2 a seguir.

$$E_{esc} = 16.6. d^{-0.46} \quad [2]$$

Onde:

$E_{esc}$  é o gradiente admissível para escoamento em [kV/mm].

$d$  é a distância de caminho entre eletrodos em [mm].

O gradiente que solicita o escoamento é calculado pela tensão de dimensionamento e metade da altura do enrolamento, como mostra a equação 3. Então se pode estabelecer uma relação da mínima altura de enrolamento necessária para atender o escoamento pela equação 4, que é a combinação das equações 2 e 3.

$$E_{tan} = \frac{2.U_{DIM}}{h_{enr}} \quad [3]$$

$$h_{enr} \geq 2. e^{\frac{\ln(U_{DIM}/16.6)}{0.54}} \quad [4]$$

Onde:

$E_{tan}$  é a sollicitação superficial na isolação do enrolamento desde o terminal de AT até o terminal de neutro em [kV/mm]

$U_{DIM}$  é a tensão de dimensionamento em [kV]

$h_{bob}$  é a altura total mínima do enrolamento em [mm]

Adicionalmente é necessário definir a distância dielétrica necessária desde o enrolamento até o núcleo. Para isso é necessário conhecer o nível de isolamento do terminal de neutro. Casos onde o neutro é solidamente aterrado, a classe de tensão é 13.8 kV que corresponde a 110 kV de impulso e 34 kV de tensão aplicada. Valores diferentes disso podem ocorrer, por ser previsto na norma IEC 60076-3. Aplicando o mesmo método de conversão de tensões se obtém o resumo conforme a tabela 4.1.3.

Tabela 4.1.3. Tensões de neutro convertidas para base de tempo de 1min

Condição	Tensão	Fator tempo	Udim
	[kV]		[kV]
Impulso	110	2.5	44
Manobra	-	-	-
Serviço	-	-	-
Aplicada	34	1	34

Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Para este caso, a tensão dimensionante é 44 kV, o que exige distâncias elétricas relativamente pequenas na ordem de 22 mm apenas. Mas nos extremos dos enrolamentos, chamados na indústria de cabeceiras de bobina, o fluxo magnético disperso, ou seja, não acoplado no núcleo é muito intenso e pode superaquecer as estruturas metálicas adjacentes. Faz-se necessário dimensionar termicamente esta distância de cabeceira de bobina até o núcleo para que não haja superaquecimento. A referência SOUZA (2017) apresenta métodos eficazes de determinação do aquecimento em partes metálicas a fim de se dimensionar adequadamente a distância segura que não cause problemas térmicos. Para os reatores estudados, que são equipados com coletores de fluxo magnético nas cabeceiras ou escudos de campos magnéticos, a distância para a faixa de 30 MVar é de 70 mm que será o parâmetro  $d_{cab}$ .

Assim, a equação que fornece a mínima altura interna do núcleo, também chamada na indústria de altura de janela é dada pela equação 5.

$$h_{JAN} = h_{enr} + 2 \cdot d_{cab} \quad [5]$$

Onde:

$h_{JAN}$  é a altura da janela do núcleo em [mm]

$d_{cab}$  é a distância de cabeceira de bobina, aqui adotada 70 mm.

Para o caso de exemplo, a mínima altura de enrolamento é 1781 mm e a mínima altura de núcleo é 1921mm, para a tensão de dimensionamento de 650 kV e 70 mm de cabeceira de bobina superior e inferior.

Em seguida, é necessário dimensionar a distância entre o enrolamento vivo contra a parede do tanque e contra a coluna lateral do núcleo. Contra o tanque, pode ser usado, de forma conservadora o tanque cilíndrico aplicando-se gradientes médios da ordem de 2.5 kV/mm na parte metálica, utilizando as tensões de dimensionamento relacionadas a AC-1min e a equação 6, de gradientes em campos elétricos cilíndricos.

$$Elim = \frac{U_{DIM}}{\left(d_{tanque} + \frac{D2}{2}\right) \cdot \ln\left(\frac{d_{tanque} + \frac{D2}{2}}{D1}\right)} \quad [6]$$

Onde:

$U_{DIM}$  é a tensão de dimensionamento em [V]

$d_{tanque}$  é a distância desde o enrolamento até a parede em [mm]

$d1$  e  $d2$  são os diâmetros internos e externos do enrolamento em [mm]

Cabe notar, que neste momento ainda não se têm os diâmetros do enrolamento pois falta definir a quantidade de espiras, e dimensionar para que elas caibam dentro da janela do núcleo.

Define-se então a distância entre o enrolamento e a coluna central do núcleo, que é chamada de canal principal. Desde o diâmetro externo do núcleo até o interno do enrolamento, é necessário subdividir em seções de cilindros e tiras para que diminuir o volume de óleo livre e aumentar a rigidez dielétrica do conjunto. Para que se mantenha os enrolamentos com níveis de gradientes aceitáveis, é necessário manter o gradiente médio na ordem de 6 kV/mm. Para o caso exemplo desta seção, para uma tensão de dimensionamento de 650kV e um gradiente médio limitado em 6 kV/mm, obtém-se um canal inicial de 108mm, os quais devem ser subdivididos em canais parciais intercalados com cilindros de material isolante. Sugere-se que a subdivisão seja de comprimentos radiais equivalentes, calculando-se o gradiente médio em cada sub divisão comparando-se com a suportabilidade pelo volume, pelas equações 7 e 8. Contudo tais equações devem ser analisadas separadamente e com a

tensão real solicitante e não convertida para a base de AC-1min e aplicar as margens de segurança desejadas, pois são valores de ruptura com 50% de probabilidade de falha.

$$E_{LIM AC} = 5. \left(1 + \frac{7.9}{V^{0.14}}\right) [7]$$

$$E_{LIM IMP} = 15. \left(1 + \frac{9.7}{V^{0.18}}\right) [8]$$

Onde:

$E_{LIM AC}$  é o limite de ruptura do volume estudado para frequência industrial [kV/mm]

$E_{LIM IMP}$  é o limite de ruptura do volume estudado para impulso atmosférico [kV/mm]

V é o volume de óleo estressado no canal parcial em [mm<sup>3</sup>]

A prática e a devida combinação dos gradientes, associada às análises probabilísticas, demonstram que canais parciais da ordem de 8 a 20mm para estruturas isolantes entre enrolamento e núcleo são suficientes. Esta subdivisão é importante para os posteriores cálculos de capacitância nas seções à frente. Certamente que estes são valores iniciais na determinação dos parâmetros necessários para a análise do enrolamento.

Parte-se então para a determinação do diâmetro do núcleo e do entreferro total. Reatores de potência devem operar o mais dentro possível da maior linearidade, para que as proteções do sistema atuem adequadamente. Cabe salientar que reatores podem ser submetidos a tensões substancialmente maiores que o comum, pois por atuarem na operação da linha no controle de reativos a linha pode operar em valores maiores do que 1.05pu de tensão por alguns instantes e seguidas vezes. Para tal, se deve limitar a indução magnética no núcleo, para tensão máxima possível, abaixo do joelho da curva de magnetização. Este joelho da curva depende exclusivamente da qualidade do aço magnético, bem como da construção do núcleo, bem como suas respectivas perdas. Considerando-se chapas de grão orientado com joelho em 1.95 T e até 15% de sobretensão, se pode determinar a indução nominal em 1.69 T, que é o resultado da divisão de 1.95 T pela máxima sobretensão. O diâmetro do núcleo é determinado de forma iterativa, assim como o ajuste fino de todos os demais parâmetros dos circuitos magnéticos. Contudo, o valor inicial pode ser calculado pela equação 9, originada de regressão linear numérica com um universo de dezenas de reatores calculados para real produção.

$$D_{NUC} \equiv -0,00001. P_{MVAr}^4 + 0,0038. P_{MVAr}^3 - 0,3545. P_{MVAr}^2 + 17,11. P_{MVAr}^0 + 248.5 [9]$$

Onde:

---

---

$D_{NUC}$  é o diâmetro inicial do núcleo em [mm].

$P_{MVAR}$  é a potência do reator em [MVAR].

A regressão linear da equação 9 foi realizada com um universo de 50 reatores, de diversas potências no range de 8 a 90MVAR onde o diâmetro de núcleo necessário para construção versus potência foi avaliado. A equação 9 é o resultado da aproximação polinomial com  $R^2$  de 0.98.

Cabe notar que o diâmetro é numericamente uma função da potência, pois as unidades não são compatíveis. Para o caso do reator estudado, de 28 MVAR, o núcleo parte de aproximadamente 517mm.

Através do diâmetro do núcleo, da indução desejada e da tensão operativa calcula-se a quantidade de espiras necessárias através da equação 10.

$$N_{ESP} = \frac{U_{OP}}{2\pi/\sqrt{2} f B_{NUC} S_{mag}} \quad [10]$$

Onde:

$N_{ESP}$  é a quantidade de espiras necessárias.

$U_{OP}$  é a tensão de operação sobre o enrolamento do reator [V].

$f$  é a frequência de operação em [Hz].

$B_{NUC}$  é a indução desejada na coluna central do núcleo em [T].

$S_{mag}$  é a área magnética em [m<sup>2</sup>].

Para o reator estudado, o fator de espaço do núcleo por conta do empilhamento e isolamento entre chapas foi considerado 0,893 para se obter uma dimensão de núcleo mais próxima à realidade construtiva de reatores. Com isso para 1,7 T calcularam-se 3400 espiras.

Em seguida, com a quantidade de espiras, a corrente nominal, a indução e a área magnética, se pode estimar o valor do fluxo magnético, a relutância e finalmente o tamanho total do entreferro que deve haver no reator, para que seja produzida a indutância desejada, que é aquela que mediante a tensão de trabalho especificada produz o consumo da potência reativa nominal do reator.

Nesta primeira avaliação, com 3400 espiras, e a corrente nominal se pode considerar apenas a relutância do entreferro.

Com a indução de 1.7 T e a área do entreferro sendo 10% acima da área magnética (0.1874m<sup>2</sup>) obtém-se um fluxo de 0.318 Wb.

Através da força magnetomotriz das 3400 espiras com 97 A, e o fluxo determinado, obtém-se a relutância total do núcleo que resulta em 1034858 1/H. Tal relutância corresponde a um entreferro total de cerca de 0.268 m, quando calculado pela equação 11 isolando-se o termo  $L_{entF}$ .

$$R_{entF} = \frac{L_{entF}}{\mu_0 S_{entF}} \quad [11]$$

Onde:

$R_{entF}$  é a relutância do entreferro em [1/H]

$L_{entF}$  é o comprimento do entreferro em [m]

$S_{entF}$  é o comprimento do entreferro em [m<sup>2</sup>]

$\mu_0$  é a permeabilidade magnética do vácuo [H/m]

A relutância é obtida através da força magnetomotriz, fruto do produto da corrente de operação e as espiras do enrolamento. O fluxo vem por meio do produto da indução  $B_{NUC}$  e da área magnética efetiva  $S_{mag}$ .

Por fim, a indutância é verificada através das relações de fluxo e relutância mostradas nas equações 12 e 13 respectivamente.

$$L_{reator} = \frac{N_{ESP} \cdot B_{NUC} \cdot S_{mag}}{I_{nominal}} \quad [12]$$

$$L_{reator} = \frac{N_{ESP}^2 \cdot \mu_0 \cdot S_{entF}}{L_{entF}} \quad [13]$$

Onde:

$L_{reator}$  é a indutância do reator com os parâmetros iniciais em [H]

$N_{ESP}$  é a quantidade de espiras aplicadas no enrolamento.

$B_{NUC}$  é a indução desejada na coluna central do núcleo em [T].

$\mu_0$  é a permeabilidade magnética do vácuo [H/m]

$S_{entF}$  é o comprimento do entreferro em [m<sup>2</sup>]

$L_{entF}$  é o comprimento do entreferro em [m]

---

$I_{\text{nominal}}$  é a corrente nominal operativa do reator em [A]

Com os parâmetros até aqui levantados, a indutância fica em 10.24 H, ou seja, é necessário ajustar a indutância otimizando o tamanho do entreferro, a quantidade de espiras, a altura do enrolamento e demais parâmetros. Certamente estes são dados iniciais para se começar o processo iterativo com maior assertividade.

Uma vez que se adequar a quantidade de espiras e o tamanho do núcleo se parte para a definição final do enrolamento, que é a parte vital desta metodologia de análise dos enrolamentos.

O cálculo refinado da indutância e ajuste do enrolamento deve entrar em conta os campos de dispersão do enrolamento, que deve ser calculado considerando a altura radial do enrolamento. Para reatores, como um valor inicial pode ser considerado 110 mm para se iniciar o processo iterativo.

Considerando-se que já estão definidas, por meio de iterações, o diâmetro interno e externo do enrolamento, a quantidade de espiras e a altura se pode então iniciar a definição dos detalhes do enrolamento. Para este cálculo de exemplo, a indutância foi ajustada quando o enrolamento ficou com 3038 espiras e 2110 mm de altura, diâmetros internos e externos 780 mm e 1008 mm respectivamente.

O grande desafio então é dimensionar a distribuição de espiras dentro deste domínio retangular com 114 mm radiais e 2110 mm axiais.

Como o foco deste trabalho não é otimizar a parte térmica nem dimensionar de forma definitiva um reator, se pode usar valores de referência para espaçamento axial entre discos de 3.5 mm e cerca de 60 a 80 espiras por bobina dupla.

A isolamento de papel entre espiras pode ser feita com valores de referência para fins de modelagem. Por certo, as espessuras podem ser otimizadas conforme a necessidade de ajustes. A tabela 4.1.4 traz valores iniciais baseados nos níveis de impulso apenas e não na tensão de serviço do reator ou no próprio VFT.

Tabela 4.1.4. Espessura geral inicial de papel para enrolamentos disco.

<b>Classe de impulso</b>	<b>Espessuras típicas iniciais</b>
<b>1550kV</b>	de 1.5 a 2.2 mm duplo lado
<b>1050kV</b>	de 0.8 a 1.2 mm duplo lado

Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Quanto mais papel no enrolamento, mais difícil é a refrigeração e pior o fator de espaço. O desempenho transitório do enrolamento deve ser posteriormente avaliado a fim de se checar as devidas margens de segurança do arranjo de isolamento. Outro modo de ajustar a espessura de papel se dá através da determinação dos gradientes entre espiras, que será posteriormente calculado com o método proposto neste trabalho. A equação 14 será revisitada posteriormente e ela serve de base para o que foi informado na figura 4.1.3.

$$E_{\text{papel-rupt.LI}} = 79,43T_{\text{pap}}^{-0.275} \quad [14]$$

Onde:

$E_{\text{papel-rupt.LI}}$  é o gradiente de ruptura do papel isolante para impulso em [kV/mm]

$T_{\text{pap}}$  é a espessura total de papel desde um eletrodo até o outro em [mm]

Por se tratar de um valor de ruptura, é necessário aplicar técnicas de probabilidades para alcançar margens de segurança, mas para fins de determinação de parâmetros de pesquisa e estudos, a reverificação dos gradientes suportáveis no papel frente ao impulso é avaliada à luz da equação 14.

Por fim, o condutor do enrolamento deve ser definido para suportar as correntes de operação e ter as perdas dissipadas em forma de calor dentro de valores aceitáveis. Valores entre 2.5 a 4.0 A/mm<sup>2</sup> podem ser usados para definir a área condutora necessária. Mas para definir a altura e a largura do condutor para se ajustar ao limite retangular definido anteriormente se pode fixar a espessura do cobre na ordem de 1.6 mm e ajustar a altura. O reator objeto deste estudo foi ajustado com um condutor de 9.75 mm de altura axial por 1.6 mm de largura radial com uma isolamento total (duplo lado) de 1.7 mm. Além disso, o enrolamento ficou com 176 discos axialmente.



## 4.1.2 CAPACITÂNCIA ENTRE ESPIRAS E ENTRE DISCOS

Fazendo uso do Método dos Elementos Finitos – MEF torna-se possível definir com precisão os valores de capacitância, considerando os fenômenos de espraiamento do campo magnético, e interfaces de materiais de diferentes permissividades de forma mais precisa, se comparado aos métodos analíticos convencionais.

Neste caso, o modelo axissimétrico mostra-se o mais apropriado. Inicialmente, todos os condutores, com raios de canto na ordem de 0.5 a 0.65 mm, e levando-se em conta todas as características físicas e geométricas, são modelados durante o denominado pré-processamento, e por meio de um solver eletrostático se obtém a energia entre os condutores. Neste caso, para determinar a energia, este solver eletrostático é adequado, mas para a solução geral do modelo do enrolamento, as equações calculadas pelo *solver* contemplam toda a parte variável com o tempo.

Durante esse processo de modelagem e simulação, as características físicas do equipamento são todas levadas em consideração, tal como a permissividade elétrica (épsilon relativo= $\epsilon_s$ ) relativa dos diversos materiais que o compõe, e.g. (VECCHIO, 2012):

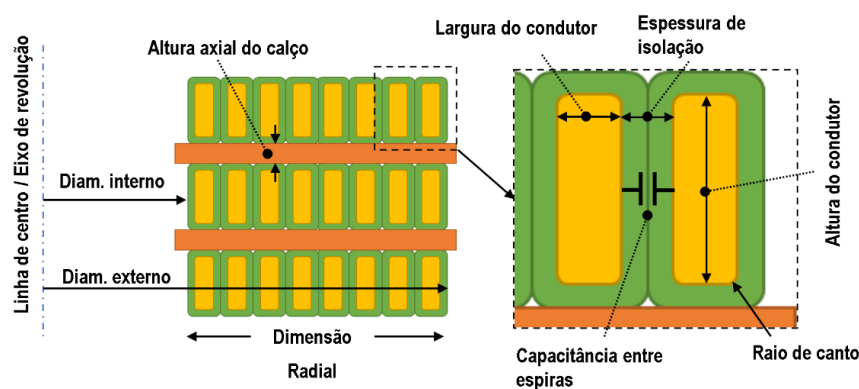
Papel isolante impregnado em óleo  $\epsilon_s=3.5$ ;

Óleo isolante  $\epsilon_s=2.2$ ;

Calços entre espiras e isolamento sólida geral como cilindros de *pressboard* impregnados com óleo  $\epsilon_s= 4.4$ .

Por exemplo, a figura 4.1 ilustra o modelo geral das capacitâncias série no pré-processamento.

Figura 4.1. Modelo geral para capacitâncias entre espiras.



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Para o estudo, os parâmetros foram os seguintes:

Diâmetro interno do enrolamento: 780 mm

Diâmetro externo do enrolamento: 1008 mm

Dimensão radial do enrolamento: 114 mm

Calço espaçador axial: 4 mm

Largura do condutor nu de cobre: 1,6 mm

Altura do condutor nu de cobre: 9,75 mm

Espessura total de isolamento (duplo lado): 1,7 mm

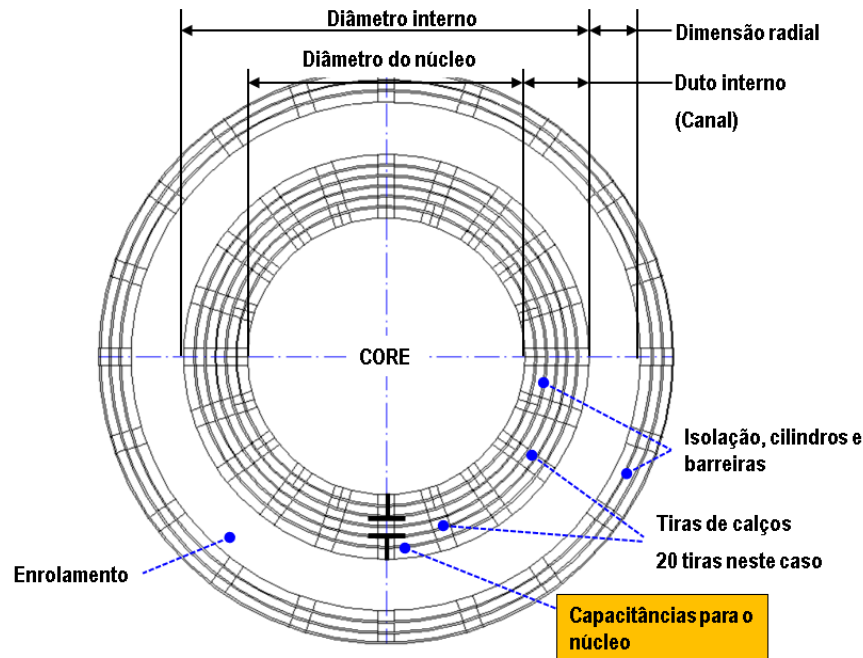
### **4.1.3 DEFINIÇÃO DAS CAPACITÂNCIAS À TERRA.**

As capacitâncias à terra são levadas em conta e podem ser determinadas pelo MEF de forma precisa e simples. Embora existam métodos baseados em formulações analíticas para o cálculo das capacitâncias à terra, tais métodos necessitam de termos de correção geométricos e fatores de correção aplicados às permissividades combinadas (KARSAI, 1987, VECCHIO 2012).

Uma das formas mais precisas é o modelo cartesiano, em que o enrolamento é observado a partir do todo, junto com toda sua seção transversal. Neste estágio é necessário conhecer os diâmetros e a altura do enrolamento, bem como as demais características geométricas. A quantidade de calços ou divisões também é necessária, pois determinará o volume de material existente entre o enrolamento e o núcleo. A figura 4.2 mostra a vista do topo de forma esquemática.

---

Figura 4.2. Vista de topo esquemática do enrolamento.



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Nesta figura:

- Canal interno entre núcleo e enrolamento: definido na seção 4.1.1 e usado 120mm.
- Colunas de calços ou divisões da circunferência. Neste caso são 20 na volta
- As isolações sólidas que subdividem os canais que distanciam o enrolamento das partes aterradas. São cilindros e barreiras de PSP.

Uma vantagem do método de cálculo baseado no MEF, é que se leva em consideração, com precisão adequada, toda energia envolvida e armazenada no sistema ou domínio que se deseja calcular. Com o valor da capacitância total em Farad por metro, normalizada em função da altura do enrolamento, é possível calcular a capacitância em Farad por disco à terra.

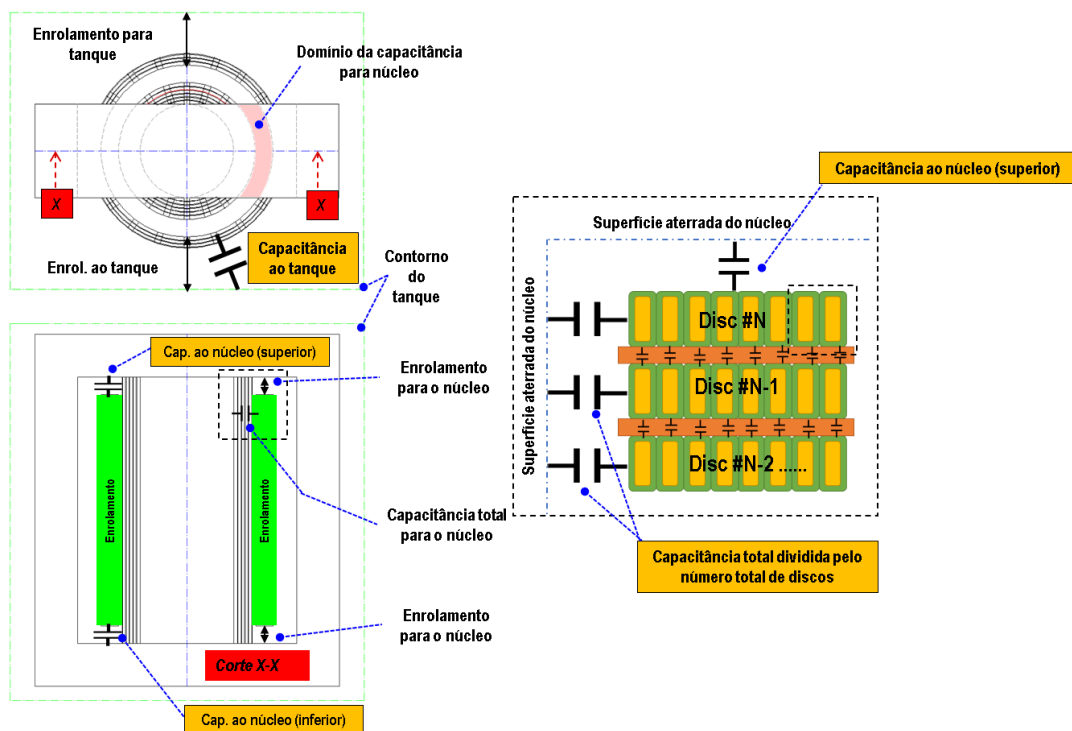
Outra capacitância a ser considerada é aquela entre o núcleo e a parte superior e inferior do enrolamento, visto que há o espaço mecânico entre o enrolamento e o núcleo. Tais distâncias e tecnologia de prensagem e montagem do enrolamento variam de acordo com cada fabricante, normalmente mantendo a distância elétrica com base em um gradiente médio admissível entre 3 a 4 kV/mm (NELSON, 1989 e MOSER, 1979). A geometria neste caso é um problema 3D, sem simetria

direta, com mostra a figura 4.3 na parte indicada como domínio para capacitância superior e inferior. Pode-se calcular o valor da capacitância e realizar a proporção do domínio em destaque.

As capacitâncias entre o enrolamento e o tanque, assim como as capacitâncias do enrolamento contra as colunas laterais do núcleo, apresentam valores muito menores quando comparados os valores das capacitâncias entre o enrolamento e a coluna central. A principal razão disso é que como a capacitância depende das distâncias entre eletrodos e da quantidade de material isolante envolvido, observam-se distâncias muito menores entre enrolamento e núcleo do que deste para outras estruturas metálicas aterradas. Contudo, a abordagem por MEF tem a vantagem de ser possível colocá-las no modelo de forma coerente.

Os tanques dos reatores tendem a ser retangulares e serem definidos de forma a manter os enrolamentos com distâncias dielétricas seguras o suficiente para que não haja descarga interna e exista espaço para montagem mecânica dos periféricos externos como radiadores, buchas de alta tensão e as ligações internas, por exemplo. De forma prática se pode assumir um distanciamento médio de 200 mm entre enrolamento e tanque. Assim, usando um modelo cartesiano se determina uma capacitância total enrolamento contra tanque ao longo da altura do enrolamento. A figura 4.3 mostra o modelo MEF e um esquema da capacitância obtida de cada disco posto à terra

Figura 4.3. Modelo para determinação das capacitâncias para o núcleo topo, inferior e tanque.



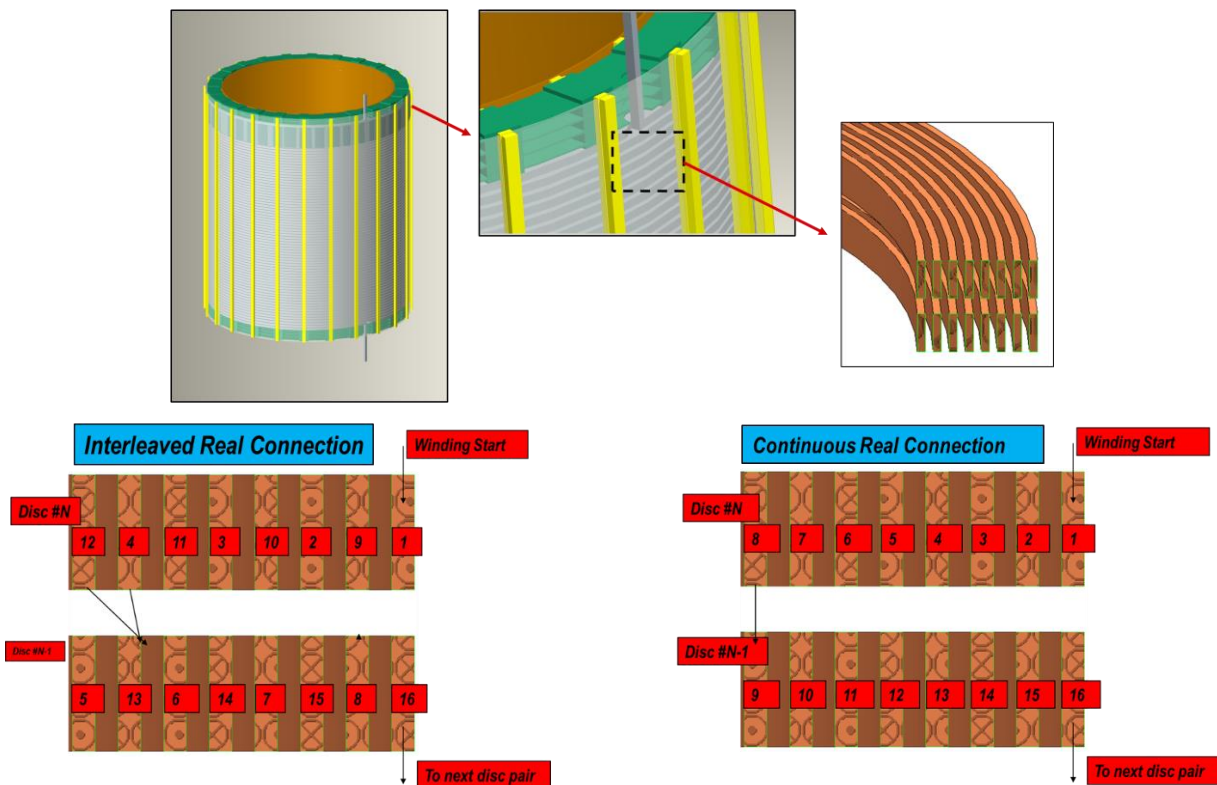
Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

## 4.1.4 DEFINIÇÃO DAS INDUTÂNCIAS E LIGAÇÕES DAS ESPIRAS

A ligação dos enrolamentos de alta tensão é feita de forma entrelaçada, por ter desempenho adequado para impulso atmosférico (MENDES, 1995). O entrelaçamento foi mencionado na seção 2.2 e aqui será descrita em maiores detalhes para fins de modelagem numérica.

Em um disco entrelaçado, as espiras são enroladas de forma contínua, mas ligadas de forma alternada. A figura 4.4 mostra dois arranjos para comparação.

Figura 4.4. Comparação de discos.



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

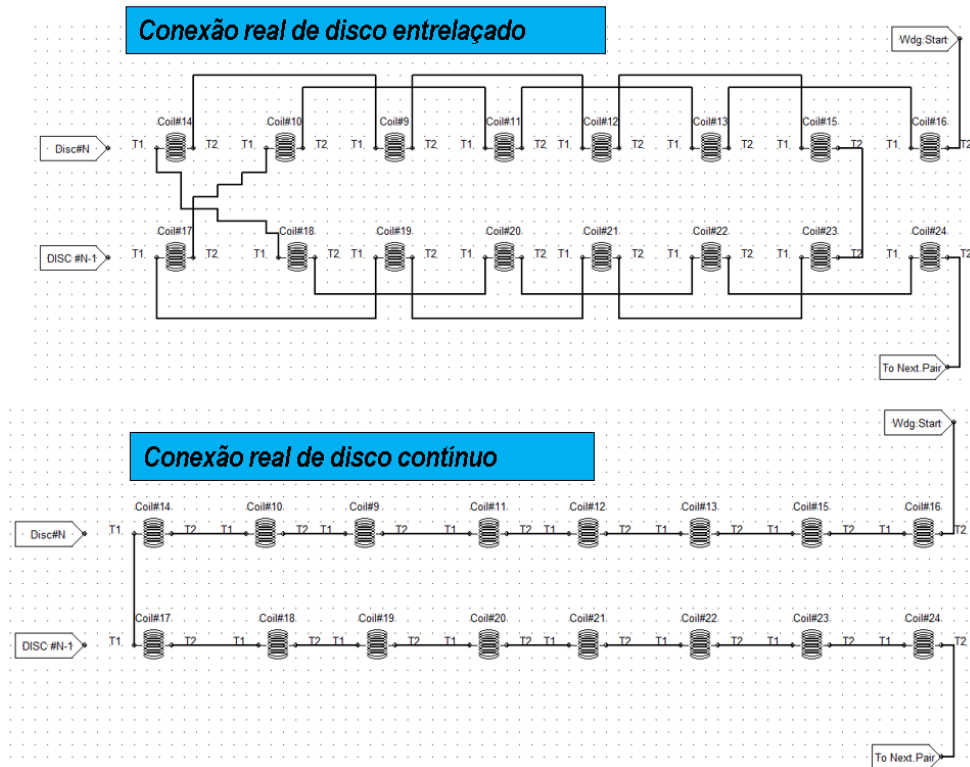
Considerando, neste exemplo da figura 4.4, um único par de discos com 8 espiras cada um, a diferença entre o disco entrelaçado (*interleaved disc* – DI) e o disco contínuo (*ordinary disc* – DO) é evidenciada quanto se nota que no DI metade das espiras por disco ocorrem em discos separados, por exemplo existem 8 posições mecânicas para o condutor, mas existem quatro espiras (de 1 a 4) no disco #N e mais quatro (de 5 a 8) no disco #N-1. As próximas 8 espiras elétricas estão dispostas metade no disco #N (espiras 9 a 12) e as restantes (13 a 16) no disco #N-1. Nota-se também

em que a tensão entre espiras é maior no caso DI – Considerando 1 V por espiras existem 8 volts entre fios adjacentes. No caso do disco contínuo (DO), as espiras são sequenciais no disco #N e no disco #N-1, assim a tensão entre espiras é mais baixa, limitando-se a 1 V por espira adjacente.

No modelo MEF, determina-se um modelo axissimétrico no início e no fim de uma espira (faces de começo e fim da revolução da seção transversal do condutor ao redor da linha de centro), o qual será chamado de modelo de uma espira. Semelhante ao modelo geral da figura 4.4, porém sem a necessidade de discretizar as isolações. No próprio ambiente MEF, e com as faces de início e fim das espiras, monta-se o par de discos entrelaçados de forma adequada. O próprio software já considerará o efeito das indutâncias próprias e mútuas bem como os acoplamentos entre si. Esta é a grande vantagem deste método de modelagem, todo processo de construção matemática e computacional fica a cargo unicamente do processamento do software. Esta etapa deve ser realizada considerando o sentido da corrente elétrica de forma a somar o fluxo magnético e refletir o real funcionamento do enrolamento, bem como as reais dimensões entre espiras e entre discos pré-definidas no início da modelagem. Na figura 4.5 é mostrado um exemplo de par de disco com 5 espiras devidamente modelado e conectado no programa MEF. Os diversos softwares têm a sua forma de realizar esta ligação. *Interleaved* é o caso do disco entrelaçado e *Continuous* é o caso do disco contínuo.

---

Figura 4.5. Discos entrelaçado e contínuo conectados.



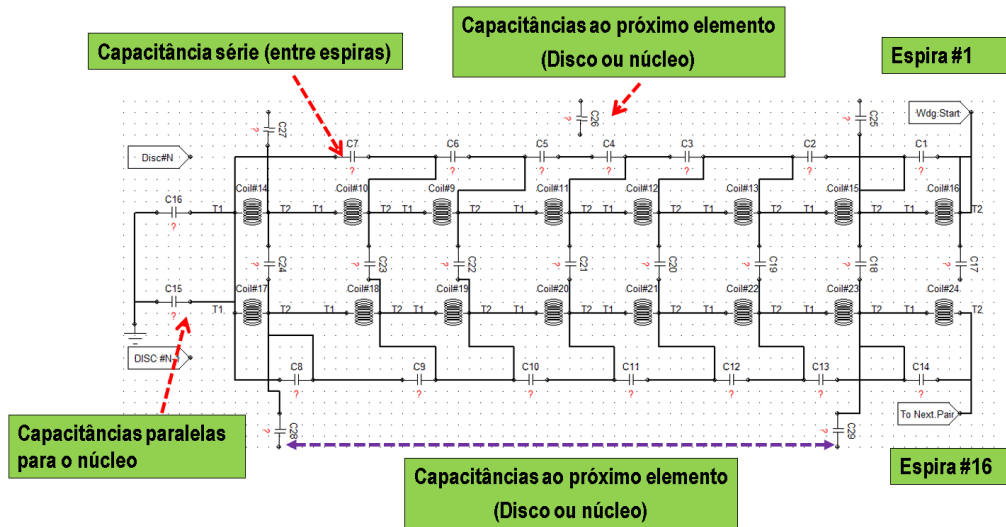
Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

## 4.1.5 AGRUPAMENTO DOS PARÂMETROS CALCULADOS

Com todas as principais características construtivas definidas, a etapa final consiste em conectar, via desenvolvimento de um *script*, todas as espiras e todas as capacitâncias séries e paralelas definidas numericamente nas etapas anteriores.

A imposição das capacitâncias calculadas separadamente reduz o processo computacional, sem prejudicar a acurácia dos resultados. A figura 4.6 mostra um trecho do mesmo par de discos com as capacitâncias conectadas e as espiras entrelaçadas. Este bloco é repetido continuamente até se obter a quantidade de discos definidas.

Figura 4.6. Modelo Completo de exemplo de um par de discos com 8 espiras.



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

O efeito do amortecimento imposto pelas resistências e é considerado no modelo MEF, que leva em consideração a condutividade do material bem como a distribuição da corrente dentro do condutor, que foi adequadamente discretizado pela malha de elementos triangulares, causado pelos efeitos da frequência e proximidade entre condutores. A temperatura usada como base para a condutividade é aquela do cobre eletrolítico 99% IACS estabilizado na temperatura de 75°C.

Em suma, um reator projetado para o VFTO difere dos convencionais no tocante à quantidade de discos entrelaçados e pela quantidade de papel entre espiras especialmente nos discos de entrada, como será detalhado mais adiante nas próximas seções.

## 4.1.6 APLICAÇÃO DO MÉTODO DE MODELAGEM

Em termos objetivos, a metodologia consiste em definir os parâmetros do reator, conforme desenvolvido nas seções anteriores, gerar o modelo geral para cálculo no ambiente computacional e resolvê-lo através do MEF aplicando-se as ondas de tensão de excitação desejadas.

Com base nos passos descritos a priori, são apresentadas informações para aplicação do método de modelagem e simulação proposto. Logo, o reator monofásico a ser modelado e simulado é caracterizado por 28 MVA<sub>r</sub>, tensão nominal 288,68 kV fase terra e frequência de operação 60 Hz. O enrolamento é composto por 3036 espiras distribuídas em 176 discos com 34 espiras em



paralelo. A distância entre discos é de 4 mm e os condutores têm 9,8 mm de altura por 1,6 mm de largura encapados com 1,7 mm. Em termos dimensionais, possui 780 mm de diâmetro interno, 1000 mm de diâmetro externo e 2110 mm de altura total, com todos os discos entrelaçados – Tais características já foram definidas e detalhadas na seção 4.

Os dados de entrada são inseridos em um código em *Visual Basic*, compatível com o software *SimCenter Magnet*, utilizado na modelagem e simulação do reator descrito anteriormente. O código consiste em desenhar toda a geometria dos enrolamentos, e aplicar as condições de contorno pertinentes ao problema eletromagnético, imposição das capacitâncias entre espiras previamente calculadas pelo MEF, entre discos e para o núcleo, como as características dos materiais em cada domínio, esse define quais são os elementos que conduzem corrente elétrica, que são chamados de *coils* além de todas as conexões que caracterizam o disco entrelaçado, as quais foram detalhadas nas seções anteriores. A figura 4.7 mostra os dados de entrada iniciais para o código em *Visual Basic*.

Figura 4.7. Dados de entrada iniciais para modelamento mecânico.

```
' VFTO - Gerar geometria bobina DI com 1 cabo por espira - center entry
'
t0=Timer
CoreDiam = 540           'Core Diameter
CoreDTop = 120
CoreDBot = 120
CoreDSL = 150          'Distance to Side Limb

StrAx = 9.75
StrRd = 1.6
StrPap = 1.7           'Paper double sided
SpaAx = 4.0            'Axial spacer
WdgInDia = 780
TurnsRd = 34
NumDiscs = 16          'Refined model number of discs
CoarseNumDiscs = 144  'Coarse model number of discs
AirBox1Delta = 10     'Distance from copper to AirBox1 - Refined mesh
AirBox1PolyOrd = 3
AirBox2PolyOrd = 1
ComponentPolyOrd = 3
CorePolyOrd = 2
AirBox1ElemSize = 1
AirBox2ElemSize = 5
ComponentElemSize = 0.5
CoreElemSize = 20
```

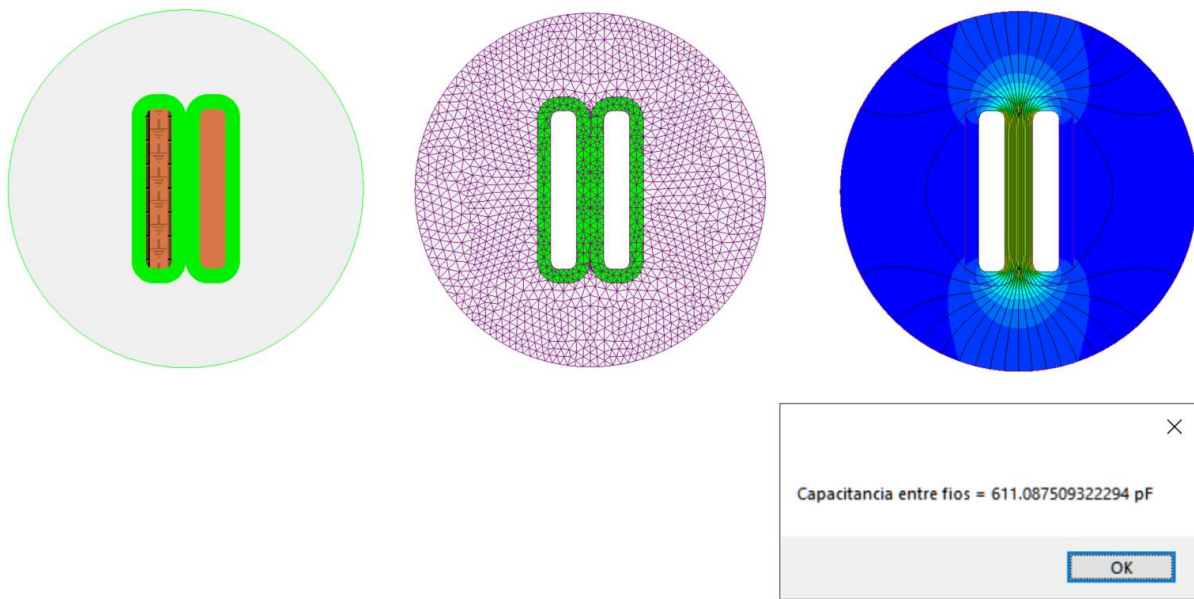
Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Cabe salientar que o *script* é bastante extenso, pois ele manipula os comandos do software para geração das geometrias, inserção das condições de contorno, geração de malha, resolução das equações e geração dos dados de saída.

Em seguida, baseado nos dados dimensionais dos condutores, e configuração dos canais entre núcleo e enrolamento, que também foram definidos na seção 4, é possível calcular as capacitâncias entre condutores e entre enrolamento e núcleo através do *solver* de elementos finitos com equações eletrostáticas dentro do ambiente computacional. O modelo mecânico entre espiras é

baseado na figura 4.1, enquanto o modelo mecânico para capacitância é descrito na figura 4.2. As capacitâncias são determinadas através da energia envolvida no domínio de cálculo. Para tanto, foi usado o *SimCenter Elecnet*, haja vista a compatibilidade dos códigos desenvolvidos. A figura 4.8 mostra a geometria desenhada, as linhas equipotenciais de tensão da simulação de capacitância entre fios, e o valor da energia calculada. Trata-se de um modelo axissimétrico pelo diâmetro médio do enrolamento. A energia de  $3,055434 \cdot 10^{-10}$  com 1 Volt resulta em capacitância de 611 pF.

Figura 4.8. Simulação da capacitância entre fios.

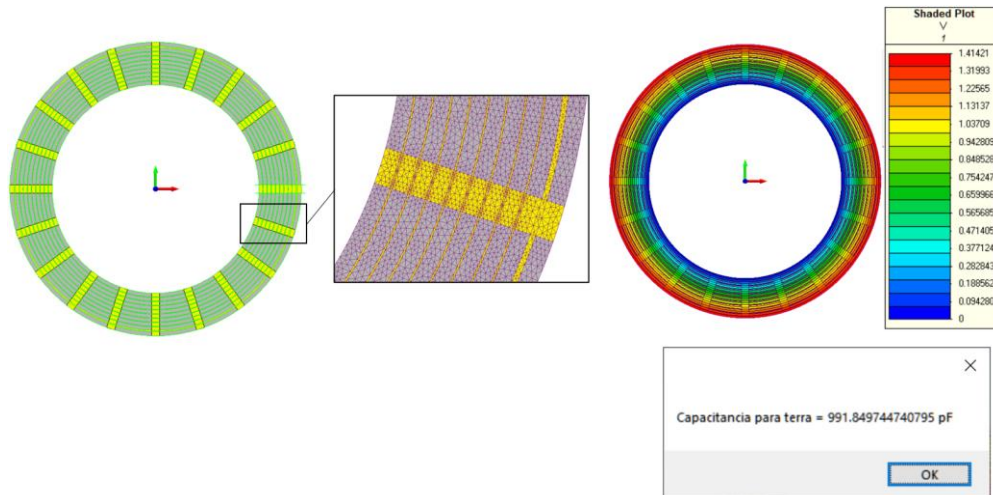


Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

As abordagens manuais de capacitores planos e cilíndricos não levam em conta os arredondamentos dos eletrodos nem o espriamento das linhas equipotenciais. Para tal abordagem é necessária a aplicação de fatores de forma multiplicativos nas equações padronizadas – já nos elementos finitos todo o efeito é capturado pela simulação e cálculo.

A capacitância total do enrolamento contra o núcleo é avaliada por meio de um modelo em coordenadas cartesianas visto de topo. A figura 4.9 mostra o modelo mecânico, as linhas equipotenciais de tensão ao longo do canal e o calor da energia calculada. Nestas condições, aplicando-se  $\sqrt{2}$  V, o valor da energia é numericamente a capacitância procurada: neste caso, a capacitância calculada é 992 pF.

Figura 4.9. Simulação da capacitância entre enrolamento e terra.



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Conhecendo-se as capacitâncias, a segunda parte do código de geração do modelo total do enrolamento é preenchido, como complemento à figura 4.7 e ilustrado na figura 4.10.

Figura 4.10. Dados de entrada totalmente preenchidos.

```
' VFTO - Gerar geometria bobina DI com 1 cabo por espira - center entry
'
t0=Timer
CoreDiam = 540           'Core Diameter
CoreDTop = 120
CoreDBot = 120
CoreDSL = 150           'Distance to Side Limb

StrAx = 9.75
StrRd = 1.6
StrPap = 1.7           'Paper double sided
SpaAx = 4.0            'Axial spacer
WdgInDia = 780
TurnsRd = 34
NumDiscs = 16          'Refined model number of discs
CoarseNumDiscs = 144   'Coarse model number of discs
AirBox1Delta = 10      'Distance from copper to AirBox1 - Refined mesh
AirBox1PolyOrd = 3
AirBox2PolyOrd = 1
ComponentPolyOrd = 3
CorePolyOrd = 2
AirBox1ElemSize = 1
AirBox2ElemSize = 5
ComponentElemSize = 0.5
CoreElemSize = 20

-----
CapacitanceBetTurns = 4.747e-10
CapacitanceBetDiscs = 1.338e-9
CapacitanceToCore = 1.121e-9
-----
CapacCoarseInsDisc = CapacitanceToCore/(CoarseNumDiscs+NumDiscs)
CapacCoarseBetDisc = CapacitanceBetDiscs
```

Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Vale observar que os códigos em *Visual Basic* e no *SimCenter Magnet* apresentam limitações de desempenho computacional durante o pré-processamento, levando o código de preparação do modelo consumir os seguintes tempos testados:

- 40 min em um HPC (High Performance Computer) com 36 núcleos Intel Xeon rodando a 2,3GHz e com 384GB de memória RAM com HDD *SolidState*;

- 55min em Notebook tipo Workstation Móvel com 6 núcleos Intel Core I7 rodando a 2,6GHz e contando com 48GB de memória RAM e HD *SolidState*;

- 60min em Notebook tipo PC com 2 núcleos Intel Core I7 rodando a 2,4GHz e com 12GB RAM e HD Híbrido (Mecânico + *SolidState*).

Os tempos acima citados mostram que uma considerável diferença de hardware do computador usado não reflete diretamente no desempenho do pré-processamento. A maior solicitação computacional está no espaço de memória RAM necessária. Modelos com mais de 16 discos detalhados consomem cerca de 16 GB de memória RAM, ao passo que 4 discos consomem cerca de 4GB de RAM. Os tempos descritos são para gerar os modelos de 176 discos totais, com refinamento espira a espira de 16 discos.

O software usado tem uma limitação de código, que mesmo com o HPC o desempenho não é proporcional ao hardware disponível pois esta versão usada (SimCenter 2021.1) não utiliza todos os núcleos de processadores disponíveis. Logo, o mais importante neste caso é a quantidade de RAM disponível do que a capacidade/velocidade dos processadores ou quantidade de núcleos.

---

---

## 5 TESTES DO REATOR E VALIDAÇÃO DO MÉTODO E RESULTADOS

A análise sobre a eficácia do método é realizada ao longo de quatro etapas a saber:

- A primeira etapa ocorre em duas frentes: Uma via que visa realizar uma resposta em frequência no modelo computacional e comparar com a medição de SFRA (*Sweep Frequency Response Analysis*) do enrolamento, e a segunda via que visa verificar a existência de frequências naturais no enrolamento na região de alta frequência.

- A segunda etapa consiste em aplicar ondas de tensão de natureza VFT em baixa tensão em um enrolamento real e em seguida aplicar tais ondas e solicitações no modelo de cálculo e verificar o gradiente de tensões solicitante entre espiras

- A terceira etapa consiste na aplicação real de uma onda VFT no reator estudado através de um dispositivo de teste dedicado para geração de ondas de VFT.

### 5.1 VARREDURAS EM FREQUÊNCIA COM MÉTODO DE CÁLCULO

Esta é a primeira das três etapas mencionadas, a qual ocorre em duas frente de análise.

Entende-se que cada enrolamento, em virtude das suas dimensões e características construtivas, tem sua resposta particular a cada frequência de excitação, observável através da varredura em frequência no próprio software de elementos finitos, através da programação via script para tal ação. No modelo em questão se aplicam 180 pontos de estudo com as seguintes distribuições:

20 pontos na década de 10 Hz a 100 Hz;

20 pontos na década de 100 Hz a 1000 Hz;

20 pontos na década de 1000 Hz a 10 kHz;

20 pontos na década de 10 kHz a 100 kHz;

50 pontos na década de 100 kHz a 1 MHz;

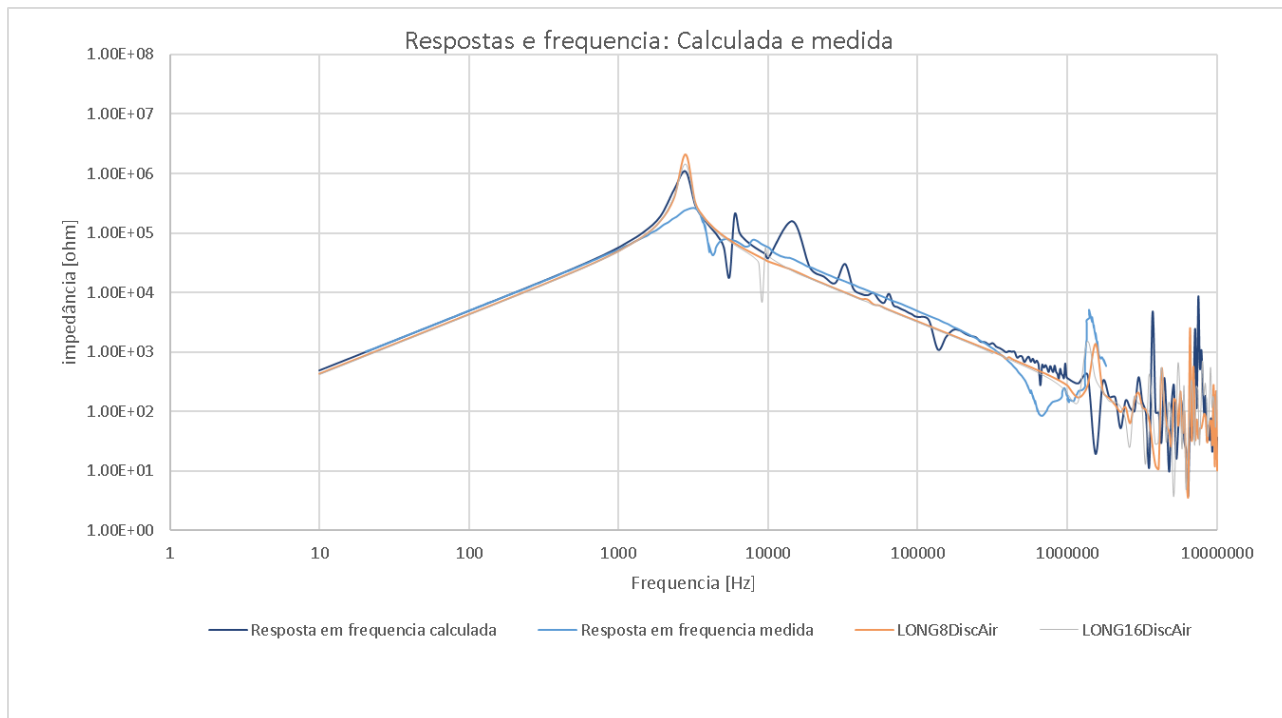
50 pontos na década de 1 MHz a 10 MHz.

A realização da resposta em frequência de um enrolamento real e um cálculo *Frequency scan* no modelo proposto mostraram relativa aderência quando comparadas, portanto, se pode validar a funcionalidade da modelagem proposta em um estágio inicial – Esta é a primeira frente de verificação.

A seguir na figura 5.1 é mostrada a resposta em frequência do enrolamento do reator realizada com o modelo MEF e uma medição em fábrica do mesmo enrolamento. Foram calculados diversos casos alterando-se as permissividades do material magnético bem como o refino de malha e discretização dos discos entrelaçados na entrada do enrolamento. Observa-se forte aderência numérica entre os modelos MEF e medições reais. Os resultados da resposta nas regiões de alta frequência, especialmente a faixa acima de 500 kHz, é dependente de variáveis na medição como por exemplo as condições dos aterramentos usados, as posições dos cabos de medição do instrumento de testes e até mesmo a marca/fabricante do equipamento utilizado. Cabe salientar que os testes de SFRA são primariamente destinados a avaliar frequências desde a industrial até cerca de 2 MHz, pois além disso os valores não são conclusivos para fins de análise SFRA – Além disso, a interpretação de forma definitiva do significado prático das regiões de alta frequência não é aplicável com frequência na indústria, logo sua relevância torna-se mais acadêmica e científica, que é o objetivo deste estudo. Sendo assim, em tais faixas o comportamento do SFRA é mais qualitativo para verificar as respostas dos modelos matemáticos.

---

Figura 5.1. Resposta em frequência do enrolamento.



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Nesta figura 5.1 são apresentadas quatro curvas. Uma é a resposta medida com o instrumento de varredura em frequência (Resposta em frequência medida – azul clara), a outra é o modelo matemático completo com todos os discos do enrolamento (Resposta em frequência calculada – azul escura) e as duas seguintes são amostras da resposta buscando um modelo mais otimizado para o cálculo nos quais são discretizados no detalhe apenas 8 discos (LONG8DiscAir - laranja) em um caso e 16 discos no outro caso (LONG16DiscAir – cinza), sendo que as demais espiras são incluídas no modelo físico como um modelo equivalente das demais espiras e discos. O modelo completo espira a espira mostra-se mais próximo do real medido frente, embora com frequências naturais provavelmente não capturadas pelo instrumento de medição. Os modelos otimizados se mostram também aderentes à realidade desde a faixa de baixa frequência, passando pelo pico da onda até as regiões acima de 500 kHz.

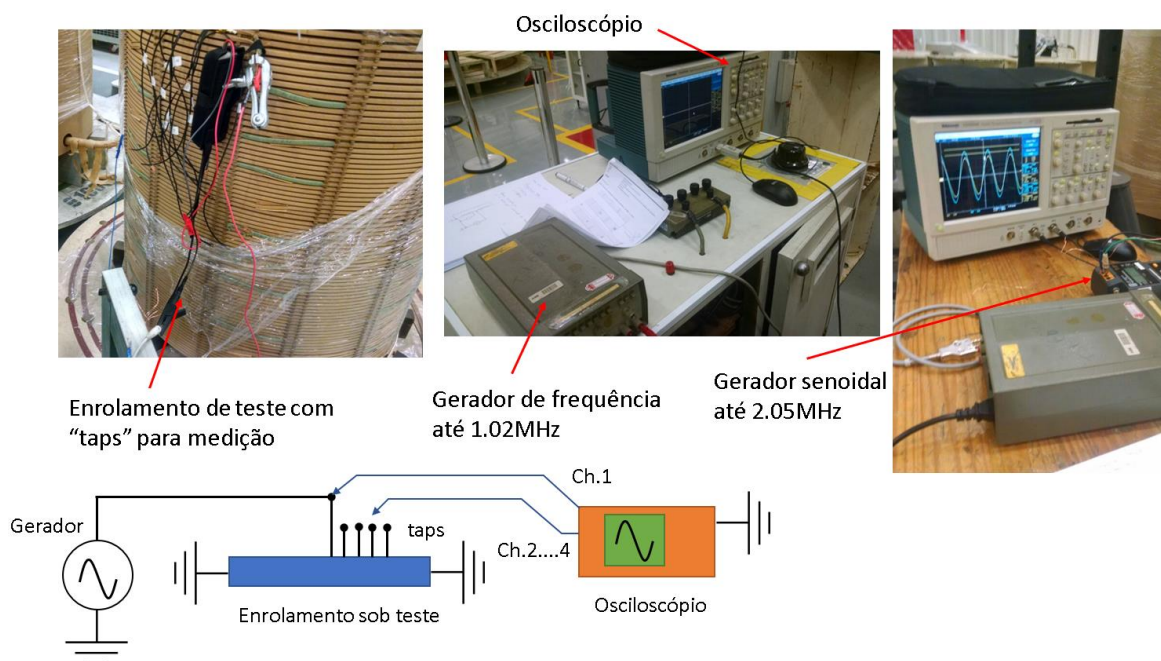
Adicionalmente à medição de SFRA, foi preparado um teste de avaliação das frequências naturais do enrolamento, sendo a segunda frente de verificação da primeira etapa. O intuito desta avaliação foi motivado pela necessidade de se verificar a resposta do enrolamento aos

valores calculados especialmente na faixa onde o SFRA pode conter algumas incertezas, que ocorrem nas faixas de alta frequências.

O enrolamento sob estudo foi devidamente aterrado submetido à aplicação de sinais senoidais de frequências variáveis no terminal principal observando pontos de ampliações e atenuações através de medições diretas de tensão em alguns *taps* adequadamente soldados em espiras e discos específicos. Tais *taps* são compostos de chapas de cobre largas e finas para minimizar o efeito da indutância. A figura 5.2 mostra o arranjo de teste usado e a figura 5.3 uma tabela apresentando que na faixa de alta frequência o modelo de elementos finitos capturou a maioria das frequências medidas na prática. Não se objetivou nesta etapa avaliar a atenuação ou fator de amplificação dada a limitada capacidade energética dos geradores senoidais, especialmente em frequências mais elevadas. A variação/varredura da frequência foi realizada manualmente bem como a observação dos resultados no osciloscópio.

O gerador analógico tinha um limite superior de frequência de 1 MHz, já a fonte digital chegava em até 2 MHz com precisão de 1 KHz em sua aplicação. Da tabela 5.3 se observa que os principais pontos de frequência natural capturados pelo modelo simulado nos elementos finitos foram capturados pela medição real. As linhas que não contém dados calculados, significam que na medição se observou o comportamento, mas não foi capturado pelo cálculo da simulação.

Figura 5.2. Arranjo de medição das frequências naturais em faixas superiores.



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.



Tabela 5.3. Avaliação das oscilações naturais na faixa de alta frequência.

Medida	Calculada FEM
[kHz]	[kHz]
2023	2002
1658	1773
1175	-
1250	-
1755	1692
1035	988
1317	1450
770	-
658	642
880	885

Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

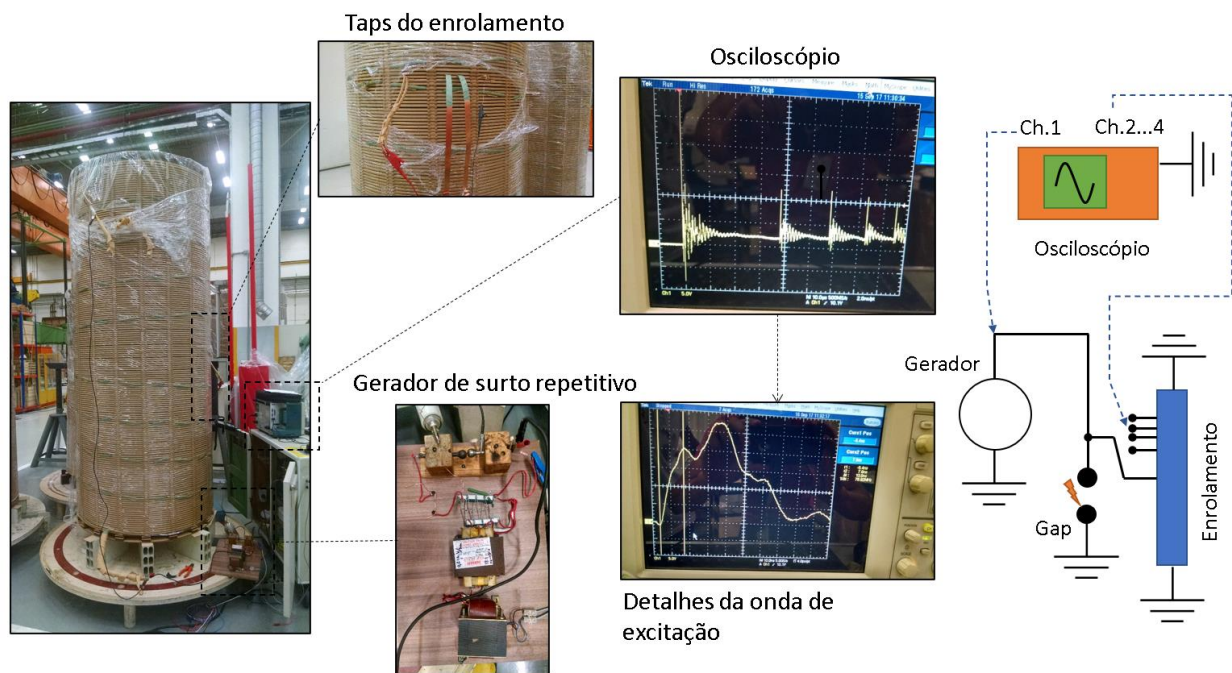
## 5.2 CÁLCULO DOS CAMPOS ELÉTRICOS SOLICITANTES ENTRE ESPIRAS

Como parte da segunda etapa de validação do modelo de cálculo, foi desenvolvido um gerador de surto repetitivo com dobradores de tensão e um gap de corte esférico no ar para geração de ondas de natureza VFT. Dada as pequenas dimensões do gerador o tempo de frente obtido foi da ordem de 13 ns com amplitude de 1000 V com repetições periódicas de 50 $\mu$ s. Contudo, a energia que o gerador entrega é o suficiente para se observar os fenômenos e normalizar as ondas reduzidas a fim de se inferir o comportamento mediante os níveis de NBI que realmente serão testados no reator.

O osciloscópio usado é da marca *Tektronix* com 350 MHz de banda e alta amostragem, de 5 GSamples/s e uma ponta de prova de alta tensão com largura de faixa 100 MHz adequada para este tipo de medição.

A figura 5.4 mostra os principais componentes da medição quando da aplicação de surtos repetitivos rápidos no enrolamento.

Figura 5.4. Arranjo de teste de aplicação de tensão.



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

A fonte construída foi elaborada com dobradores de tensão em cascata, capacitores MKP adequados para tensões transientes repetitivas com 470 nF e isolamento de 350 V. Os diodos usados são de silício e com tensão reversa máxima de 1000 V e encapsulamento de vidro. O terminal de alta tensão é conectado a um centelhador de aço inox com esferas de 9/16" de diâmetro, as quais afastadas de 2.5mm produziam as ondas impulsivas desejadas. Todo o arranjo está montado em sobre uma placa de aço com 2200 mm de diâmetro devidamente aterrada e distante 200mm do objeto de teste.

Os taps do enrolamento foram feitos com chapas de cobre com 0.3mm de espessura e 35mm de largura, visando a baixa indutância para não influenciar nos transitórios rápidos.

O dobrador de tensão é alimentado por um transformador elevador de 1.2kVA com relação de transformação 1:18, via transformador de isolamento para fins de segurança o qual é energizado por um *variac* de 3kVA.

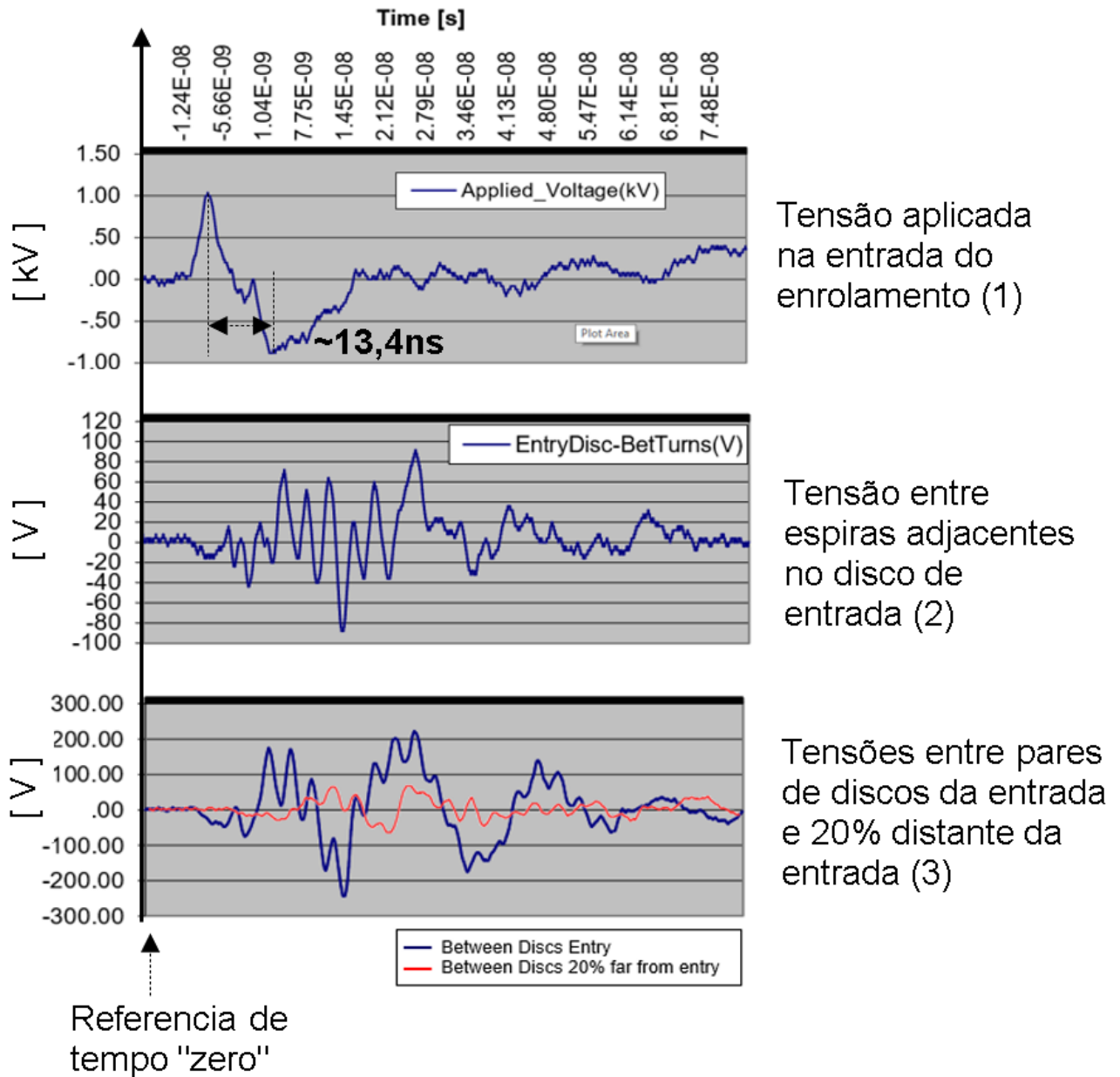
A onda aplicada de alta tensão e alta taxa de subida foi medida entre as espiras de entrada bem como entre pares de disco para posterior comparação com valores calculados.

---

Nota-se que a aplicação das ondas de tensão rápidas provoca tensões de natureza oscilatória entre espiras e entre discos e que a tensão em alta frequência se distribui muito rapidamente nos discos e espiras de entrada do enrolamento.

A figura 5.5 mostra a onda total aplicada e a medição entre espiras e discos, na qual o detalhe (1) é a tensão para terra aplicada, com uma descida de 13,4 ns onda, com pico de cerca de 1000 V excursionando até cerca de -800 V. O detalhe (2) mostra a tensão medida entre os dois condutores no diâmetro externo do disco de entrada, com forte natureza oscilatória e amplitude de 100 V. O detalhe (3) contém duas curvas, sendo a azul a tensão entre um par de discos medida entre os condutores no diâmetro externo dos discos 87 e 88, e a onda vermelha é também medida entre condutores externos dos discos 70 e 71, o que corresponde a 20% do comprimento do enrolamento. A parte de alta frequência ocorre no início da subida da onda de excitação e as ondas estão em escalas de tensão diferentes, mas na mesma base de tempo. Nota-se no detalhe (3) da figura 5.5 o tempo que leva para as ondas trafegarem desde a entrada.

Figura 5.5. Tensão aplicada no enrolamento.



Tensão aplicada na entrada do enrolamento (1)

Tensão entre espiras adjacentes no disco de entrada (2)

Tensões entre pares de discos da entrada e 20% distante da entrada (3)

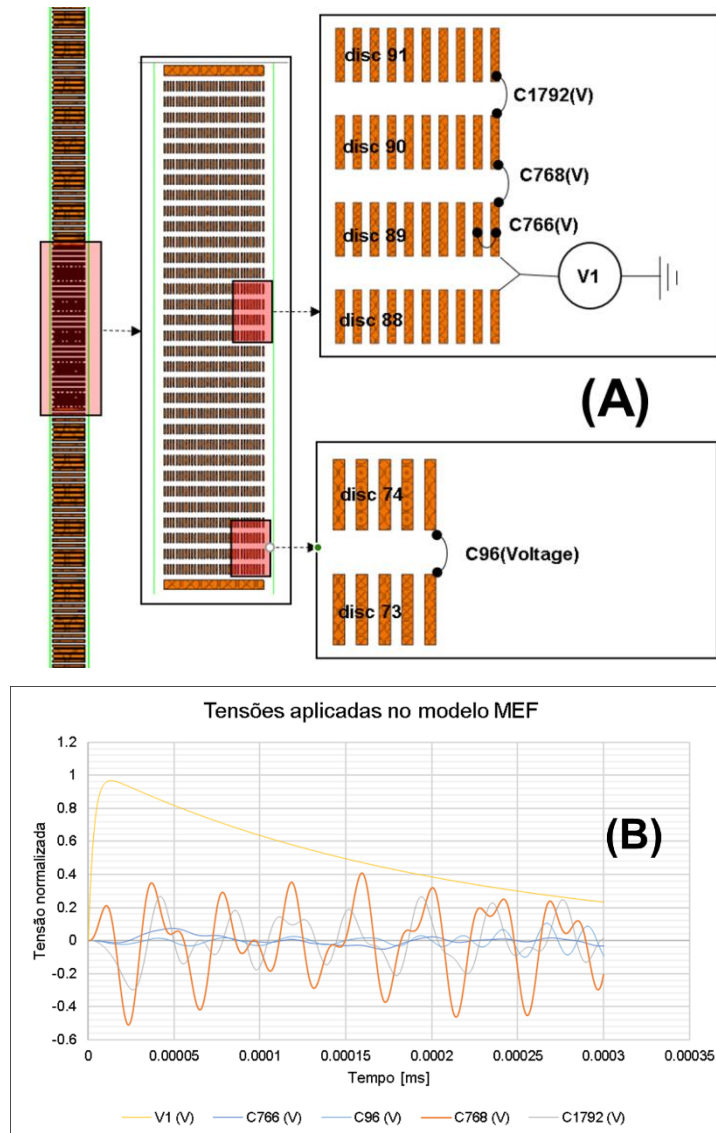
Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Então as mesmas ondas de tensão com tempo de subida e cauda equivalente foram aplicadas no modelo MEF para avaliação das tensões entre espiras e entre discos para posterior determinação dos gradientes solicitantes entre espiras e entre discos.

---

Em ambiente computacional é aplicado então ondas de tensão solicitantes em regime transitório com passo de cálculo adequado à representação temporal e tempo máximo de simulação de 300 ns. A figura 5.6 (A) a seguir mostra o esquema geral das medições, onde se observa a seção transversal do enrolamento com os detalhes das porções avaliadas. Entre os discos 88 e 89 é a entrada do enrolamento e a região disco 73 e 74 é cerca de 20% à frente da saída na direção do ponto conectado à terra. A forma de onda de tensão aplicada ao modelo, usando uma onda impulsiva com 10 ns de subida por 165 ns de cauda, chamada aqui de V1. As tensões C766 (V) é a tensão entre espiras no disco da entrada e C1792(V) a tensão entre discos da entrada. A figura 5.6 (B) mostra no tempo os valores das tensões descritas. Estas duas situações (medidas com gerador impulsivo e resultados no MEF) são comparáveis em magnitude com a figura 5.5 pois embora em unidades diferentes, esta possui valor máximo 1kV, e a figura 5.6 (B) possui 1pu de amplitude normalizada. Adicionalmente, é colocada a tensão C768(V) que é a tensão entre primeiro disco de entrada e o disco adjacente, que não foi possível medir na prática por indisponibilidade da confecção dos taps nesta posição.

Figura 5.6. Tensão aplicada ao modelo.



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Comparando-se as amplitudes das tensões simuladas e as medições, conclui-se que o modelo MEF confere aproximação numérica entre espiras cerca de 8% menor do que o medido e 16% maior do que o medido entre discos. Afastado da entrada do enrolamento a tensão simulada é 28% acima do que foi medido. Este resumo está na tabela 5.1 a seguir, onde normalizou-se 1kV como sendo 1pu oriundo da condição da figura 5.5.

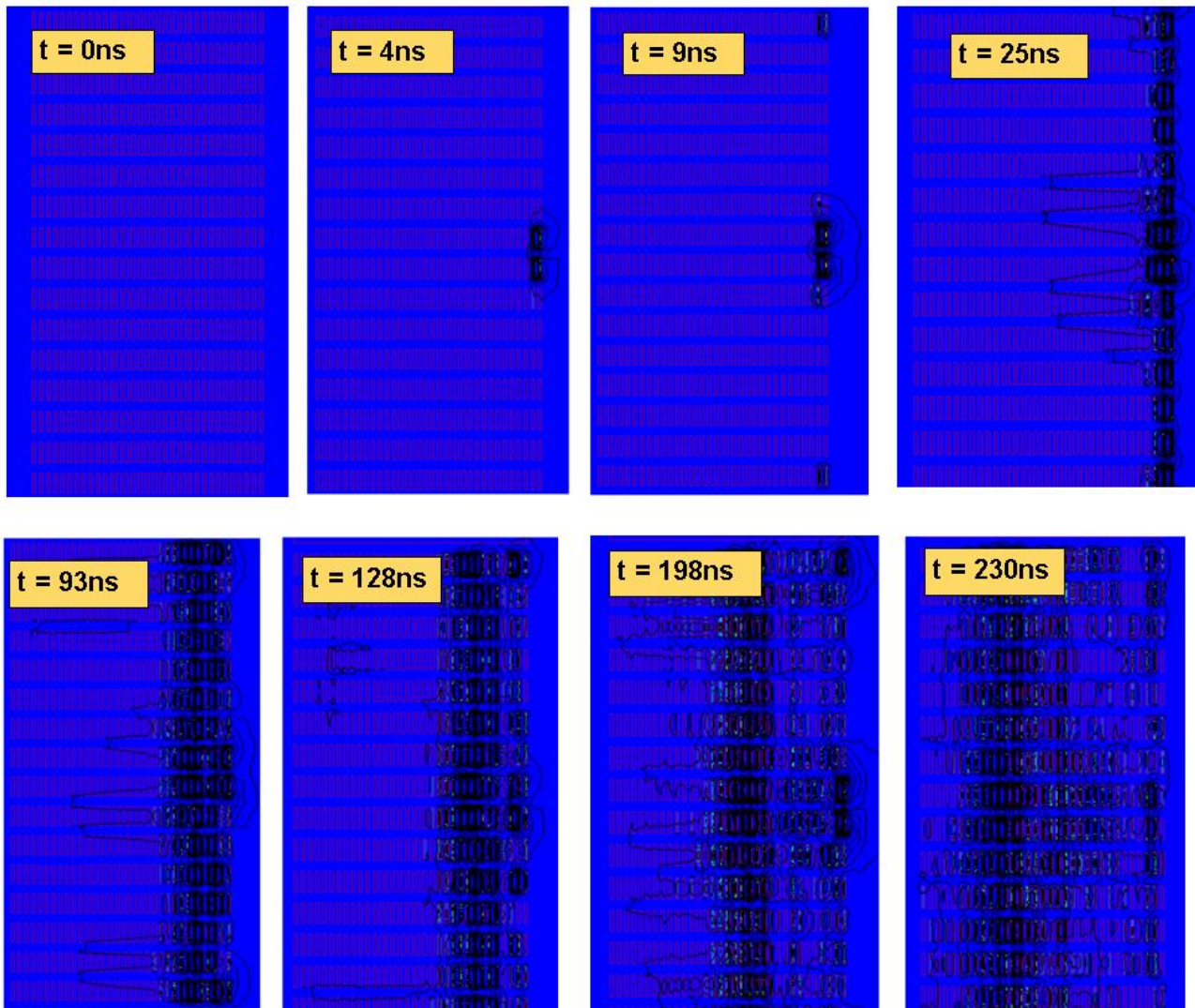
Tabela 5.1. Comparativo das tensões medidas e simuladas.

Local	Medido	Simulado	Diferença
	[pu]	[pu]	[pu]
<b>V766(V) Entre espira</b>	0.081	0.075	-8%
<b>V768(V) Entre disco</b>	n.a	0.511	n.a
<b>V1792(V) Entre disco</b>	0.245	0.291	16%
<b>V96(V) Entre disco</b>	0.077	0.107	28%

Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Adicionalmente se avalia a distribuição da tensão rápida ao longo do enrolamento. A figura 5.7 mostra um mapa de campo gerado com os dados de saída do MEF. Observa-se a porção detalhada do enrolamento onde as linhas equipotenciais é o campo elétrico estabelecido e o gradiente de cores a densidade de corrente elétrica. Esta figura 5.7 objetiva mostrar que o surto rápido se distribui fortemente pela rede capacitiva do enrolamento. Cada imagem corresponde a um dado instante de tempo em nanossegundos. A nuvem de linhas se desloca do diâmetro externo para o diâmetro interno do enrolamento ao longo do tempo.

Figura 5.7. Distribuição da tensão ao longo do enrolamento frente ao surto rápido.



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Com todas as tensões entre espiras já calculadas, se pode partir para a verificação dos gradientes elétricos que ocorrem entre as isolações de interesse dentro do enrolamento. Entre espiras o presente caso tem uma isolação de papel com espessura inicial de 1.7 mm, já definida nas seções anteriores e entre discos 4 mm de calços. Através do MEF se pode calcular o gradiente no canto do condutor para se avaliar o campo máximo e aplicar as condições conhecidas de avaliação dielétrica pelas curvas Weidmann (MOSER,1979) as quais se mostram com cerca de com 1% de risco de início de descargas parciais e são avaliadas pelo campo elétrico médio entre eletrodos. Para o papel isolante



---

a métrica fica na ordem de 90 kV/mm aceitado como um valor que além dele existe degradação das camadas de papel de forma cumulativa e irreversível para surtos da ordem de nanossegundos.

Para se comparar a magnitude com valores reais, será considerado o valor da onda impulsiva mencionada na seção 3, com 898 kV de amplitude de pico, que corresponde a 2 pu de 550 kV de pico fase-fase, e 10/165 ns de subida e cauda respectivamente. Considerando tal onda e o valores calculados na tabela 5.1, tem-se:

$$\text{Tensão entre espiras na entrada: } 898 \times 0.075 = 67,35 \text{ kV}$$

$$\text{Gradiente médio no papel: } E_{\text{papel-med}} = 39,62 \text{ kV/mm}$$

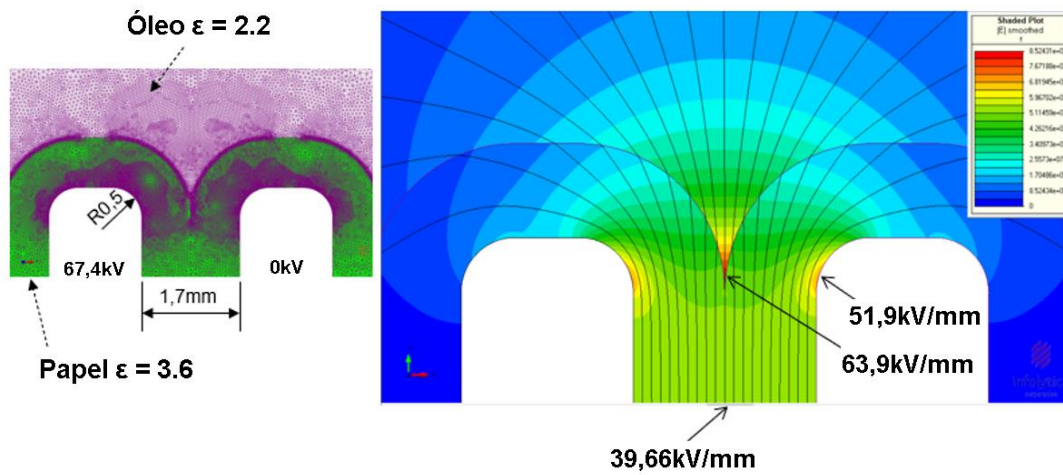
$$\text{Tensão entre discos na entrada: } 898 \times 0.511 = 458,9 \text{ kV}$$

$$\text{Gradiente médio entre discos na entrada: } E_{\text{oil-med}} = 114,72 \text{ kV/mm}$$

Tais valores se mostram adequados para a isolamento sólida, mas não para a isolamento entre discos. Para o óleo, dada a natureza e a velocidade dos pulsos, ele deixa de ser o link frágil do sistema isolante, visto que o gradiente resultante é muito mais baixo que aquele no papel. Contudo é necessário avaliar o gradiente resultante no óleo e no papel devido ao raio de canto dos condutores na região entre espiras, pois neste local pode haver geração de pequenas descargas e microbolhas de óleo que podem causar uma falha disruptiva posteriormente e de forma repentina.

A figura 5.8 mostra o mapeamento de campo elétrico dos condutores frente à solicitação do VFT. O modelo não considera a geração de cargas nem a ionização localizada. Parte-se do princípio de que os valores admissíveis são aqueles antes do regime quase-estacionário. Na prática industrial, tal regime não é permitido pois causam danos cumulativos indesejáveis nas isolações dos equipamentos – logo ações de projeto são requeridas, como aumentar a distância entre discos nestes locais.

Figura 5.8. Mapeamento de campo elétrico entre espiras.



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

## 5.3 TESTES EXPERIMENTAIS REAIS

A produção das ondas teóricas de 10 ns e 898 kV não são possíveis de serem geradas e aplicadas na atual tecnologia de testes presente. Contudo, a realização de um corte de uma onda impulsiva dentro de uma câmara de gás SF<sub>6</sub> sob alta pressão é capaz de gerar  $dV/dt$  muito rápidos da ordem dos VFTs que podem ser aplicadas ao reator na qualidade de testes sobre a suportabilidade. A aplicação destas ondas impulsivas rápidas pode ser combinada com a aplicação de ondas de impulso normalizadas para que haja a possibilidade de comparação da condição do enrolamento antes e após a aplicação do VFT.

O reator real construído foi então submetido aos testes de aceitação finais onde foi aplicada uma série de ondas do tipo VFT para verificação da suportabilidade. Foi também desenvolvido pelo autor um dispositivo pressurizado com gás SF<sub>6</sub> para ser montado em paralelo com o reator sob teste no circuito de teste para a geração das ondas de VFT.

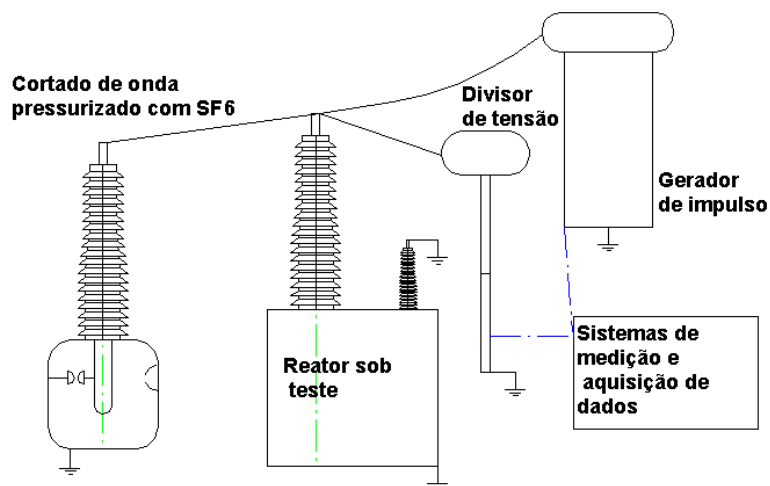
A figura 5.8 mostra o circuito de testes finais para validar o reator final frente a uma solicitação VFT. Trata-se de um vaso de pressão devidamente projetado e construído em aço carbono, equipado com um cortador esférico (*chopping gap*) imerso em SF<sub>6</sub> com alta pressão. Este gap foi desenvolvido e montado em uma haste equipada com um sistema de gaxetas especiais para conter o

gás e prover ajuste da abertura do gap sem vazamento de SF6. É utilizada uma bucha SF6-Ar que é ligada ao gerador de impulso.

Então, é aplicado um impulso padronizado de  $1,2/50\mu\text{s}$  e o gap de esferas supracitado que fora previamente ensaiado e devidamente ajustado para executar o corte com a amplitude desejada sob a pressão de trabalho especificada; tal corte da onda impulsiva é realizado no gás, o que produz o VFT da ordem de 10ns dentro da câmara de gás. Desta forma é aplicado no reator uma onda VFT cuja variação  $dv/dt$  do corte é uma função da pressão de gás. Com 6,5 bar relativo o tempo descida é da ordem de 10 ns para uma onda de 898 kV de pico.

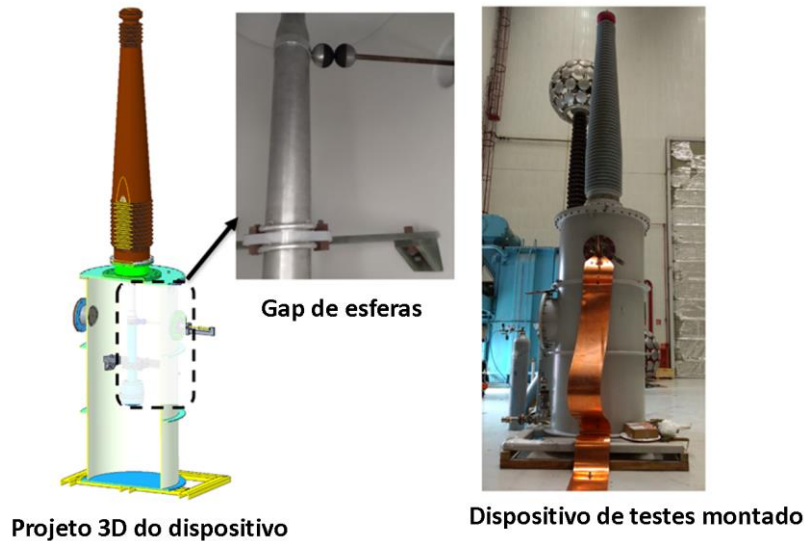
A figura 5.9 mostra detalhes do cortador de onda a gás usado no ensaio.

Figura 5.8. Circuito de teste VFT.



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

Figura 5.9. Detalhes do dispositivo de corte no gás.



Fonte: Elaborado pelo próprio autor.

O divisor é do tipo capacitivo, o que dificulta a real medição do sinal de VFT aplicado, contudo a diretriz do CIGRE, 1988 estabelece a relação sobre cortes de ondas impulsivas no gás SF<sub>6</sub> pressurizado e o  $dV/dt$  da onda impulsiva como mostrado na equação 15.

$$t_{r.min} = \frac{1,5}{p} \quad [15]$$

Onde:

$t_{r.min}$  é o tempo de variação da onda em [ns].

$p$  é a pressão absoluta em [MPa].

Para o presente caso, com o vaso de pressão com 6,5 bar chega-se a tempos da ordem de 2,3 ns dentro da câmara de gás.

O teste de VFT é realizado com aplicação de ondas de impulso conhecidas, a fim de se estabelecer o padrão para comparação. A validação da integridade da isolação do reator se dá pela consistência de comparação entre ondas plenas e reduzidas antes e após as ondas cortadas no gás (ondas VFT), bem como a posterior verificação da integridade das isolações através das técnicas de ensaios de tensão induzida com medição de descargas parciais.

---

Foi proposta a aplicação de 8 eventos, descritos a seguir para estabelecer a solicitação VFT sobre o enrolamento, à luz do que se recomenda as normas técnicas NBR5356-3 e IEC60076-3 no tocante a aplicação de tensões impulsivas para fins de testes. O estudo então se dá através da comparação dos oscilogramas das ondas aplicadas com as ondas aplicadas anteriormente.

Estes são os eventos propostos aplicados:

#1 Uma onda reduzida de referência (1240 kV 1,2/50 $\mu$ s)

#2 Uma onda plena (1550 kV 1,2/50 $\mu$ s)

#3 Uma onda VFT negativa -898 kV cortada no gás

#4 Uma onda VFT positiva +898 kV cortada no gás

#5 Uma onda VFT negativa -898 kV cortada no gás

#6 e #7 Duas ondas cortadas no ar (1705 kV 1,2/50 $\mu$ s)

#8 Uma onda plena (1550 kV 1,2/50 $\mu$ s)

As ondas de impulso são normalizadas para a mesma amplitude e comparadas na mesma base de tempo.

Ao final, para atestar de que a isolação é íntegra, é realizado um teste de tensão induzida com medição de descargas parciais, onde o reator é energizado com sobretensão entre espiras de 1,5pu durante uma hora e um pico de 680kV por um minuto (2,15pu).

O sucesso nos testes no reator objeto da análise contribui satisfatoriamente para a constatação da eficácia da metodologia da pesquisa desenvolvida bem como a repetibilidade do teste que envolveu 33 reatores os quais foram devidamente projetados à luz dos resultados desta pesquisa.

## 6 RESULTADOS E CONCLUSÕES

Este trabalho objetivou desenvolver um método de análise de suportabilidade de reatores de potência frente às solicitações de tensão muito rápidas pela utilização do MEF. Tal análise origina-se na proposta de geração do modelo adequado para ser resolvido com elementos finitos (MEF) passando pela definição de todos os parâmetros físicos necessários para tal modelagem, como as características físicas dos enrolamentos e a definição da geometria detalhada do mesmo. Em seguida o modelo calculado em ambiente MEF onde foi inicialmente avaliado com três perspectivas. Uma através de respostas em frequência comparadas com medições reais de enrolamentos da mesma ordem de grandeza construtiva. Outra com medições reais das frequências naturais de interesse e uma terceira forma de avaliação que foi a aplicação de ondas impulsivas através de um gerador desenvolvido para este fim durante a pesquisa. Em seguida, os valores de tensão da terceira etapa foram comparados com o MEF onde se pode verificar a aderência numérica do método com as medições de tensão experimentais da terceira etapa. Daí então o projeto do reator pode ser adequadamente ajustado baseado nos gradientes calculados para ser construído e submetido a testes reais em alta tensão. Os resultados satisfatórios nos testes e as avaliações numéricas aderentes à prática levam a conclusões e recomendações positivas e aplicáveis até para outros tipos de máquinas que podem ser submetidas a transitório de tensão muito rápidos. As simulações mostram que ondas de alta frequência solicitam mais as espiras da entrada dos enrolamentos, ou seja, as primeiras espiras dos enrolamentos conectadas ao terminal de linha sofrem maior solicitação dielétrica do que as demais à frente. Os dados medidos nesta pesquisa e a metodologia consolidada aqui, podem ser consideradas como novas no meio acadêmico, visto que a forma detalhada de modelagem e determinação dos parâmetros, bem como valores de tensões medidos são a priori gerados dentro da indústria. Contudo, uma vez no meio acadêmico, tais informações servem de base para trabalhos e pesquisas muito mais aprofundadas.

As ondas de VFT incidentes têm seu tempo de frente diminuído ao longo do enrolamento e trafegam predominantemente na rede capacitiva entre espiras, nos primeiros instantes da onda de excitação. Logo, é de suma importância um adequado reforço das isolações bem como a manutenção de alta capacitância série nos enrolamentos para evitar grandes sobretensões entre discos e espiras. Podem haver ressonâncias internas ao longo do enrolamento, em virtude da larga faixa espectral com energia oriunda da natureza impulsiva da onda de excitação e das múltiplas frequências

---

---

naturais que existem nos enrolamentos. Logo sobretensões importantes podem se estabelecer em outras porções do enrolamento, especialmente onde há mudança de impedância característica do enrolamento. Embora tais fenômenos das ressonâncias não foram aprofundados neste trabalho, a metodologia descrita provê ferramentas para avaliação destes fenômenos oscilatórios. Contudo, as solicitações de VFT geram campos perto de 100 kV/mm em tempos da ordem de nanossegundos, as quais podem produzir micro descargas parciais e degradação térmica acumulativa que queimam as camadas iniciais de papel e degradam aceleradamente e de forma irreversível as isolações entre espiras.

A modelagem por MEF oferece grande vantagem numérica de não realizar operações de integração trapezoidal complexas que precisam ser programadas e cautelosamente tratadas pelo pesquisador, como ocorre nos *solvers* de circuitos elétricos comuns e modelos RLC. Além disso, economiza-se também a grande carga matemática de tratamento matricial e numérico de pré-processamento. Por outro lado, a programação e a construção dos modelos para MEF demandam considerável tempo computacional para rodar e calcular todo o problema, logo é fundamental o desenvolvimento de um *script* que realize as conexões adequadas salvando tempo de pré-processamento, haja vista que tal método pode ser usado em qualquer *solver* de elementos finitos.

Os cálculos das capacitâncias através do MEF em arquivos separados também contribuem para a melhoria dos resultados obtidos, uma vez que se elimina a aplicação de fórmulas empíricas ou simplificações matemáticas. A inserção de valores de resistividade baseadas em MEF contribui fortemente para o ganho de produtividade do cálculo sem comprometer de forma substancial a precisão dos cálculos, como pode ser constatado nas comparações dos valores medidos e calculados desde as respostas em frequência até as avaliações das tensões.

A efetividade final da modelagem é mostrada através da aprovação de testes de unidades reais de reatores de potência de 500 kV e potências entre 28 e 33 MVar, somando-se cerca de 33 unidades. O sucesso no ensaio se dá pelo fato de a isolação suportar os repetidos impulsos VFT aplicados nos ensaios.

A aderência da medições demandam adequados métodos, como conexões de baixa indutância através de chapas de cobre ao invés de cabos, pontas de prova banda larga para o osciloscópio, geradores de tensão de frequência variável com adequada potencia para manter níveis de tensão que podem ser medidos com resolução, utilização dos mesmo equipamentos de SFRA e preferencialmente manter as mesmas configurações de circuito de medição, aterramentos e até o

horário, visto que dentro de uma fábrica existem muitos processos e equipamentos elétricos de grande porte periodicamente manobrados

O efeito acumulativo de degradação da isolação sempre ocorrerá, independente do resultado da modelagem ou da espessura de papel aplicada. O sucesso de operação se dá pelo fato de haver uma maior isolação entre fios, logo as camadas de papel que serão perdidas com as eventuais micro descargas parciais pontuais nas cunhas de óleo entre espiras não causarão problemas ao longo da vida útil do reator. Ondas de alta frequência causam grandes correntes de deslocamento que aquecem a isolação e podem causar danos irreversíveis pela degradação da parte sólida entre espiras.

Se propõe projetar os primeiros pares de discos de entrada de reatores com pelo menos 70% do limite considerado seguro para a isolação sólida para impulso e com enrolamentos completamente entrelaçados principalmente para conexões diretas à GIS para que se mantenha grande capacitância série e baixa sobretensão entre espiras. Como as ondas de VFT tendem a ser aleatórias e não possuir padrão para testes uma alternativa consideravelmente segura pode ser projetar os enrolamentos para um nível de NBI acima do nominal para que haja mais isolação nos discos, que é bem menos conservador do que considerar um menor gradiente admissível no papel entre espiras.

As isolações para terra, como núcleo-tanque, núcleo-grampo devem ser adequadamente reforçadas, uma vez que o aterramento se torna fortemente relevante frente às altíssimas frequências contidas nos testes de VFT. Propõe-se utilização de materiais de maior rigidez dielétrica ou aumento das distâncias entre partes metálicas.

As buchas de alta tensão em sua grande parcela são do tipo impregnadas à óleo OIP (*Oil Impregnated Paper*). Assim como a entrada do enrolamento, estes isolamentos também sofrem os efeitos acumulativos dos VFTs. Propõe-se a utilização de buchas impregnadas com resina RIP (*Resin Impregnated Paper*) que não correm o risco de gerar microbolhas de gás que ficam presas no corpo condensivo da bucha.

É recomendada a inclusão de parágrafos específicos nas especificações sobre a operação dos reatores frente a chaveamentos e tipo de conexão à GIS. A solicitação de testes de ondas cortadas no gás é recomendada para que se verifique a integridade da isolação dos enrolamentos bem como de outras partes importantes que compõe os reatores e que uma eventual falha pode colocar a operação do reator ou do pessoal de manutenção em riscos, como uma baixa isolação contra o tanque.

Por fim e não menos importante, a aplicação deste método pode ser aperfeiçoada por outros pesquisadores e abre portas para descobertas mais profundas e melhorias nos métodos de análise.

---



---

## 7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ❖ AHMAD T., GHOUAMI A., NOURI H., NEGTEVITSKY M., “*Comparison Between Suppressing Approaches of Very Fast Transients in Gas Insulated Substations (GIS)*”, *IEEE Trans. On Power Delivery*, v. TPWRD 28, NO, 1, January 2013.
- ❖ ASTM D2472-00, Standard Specification for Sulfur Hexafluoride, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2000, [www.astm.org](http://www.astm.org)
- ❖ ABB 2014, Material de treinamento interno 2020 de Dielétricos ABB.
- ❖ BAVISHA T., et al, “Withstand Capability of Transformers Under Very Fast Transients”, ” 3<sup>rd</sup> International Conference on D=Condition Assessment Techniques in Electrical System (IEEE CATCON 2017) Paper 978-1-5386-3138/17 pag.320.
- ❖ BJERKAN E., HOILADEN H. K., “High Frequency FEM-based Power Transformer Modeling: Investigation of Internal Stresses due to Network-Initiated Overvoltages” International Conference on Power Systems Transients (IPST’05) in Montreal, Canada on June 19-23, 2005 Paper No. IPST05 – 106.
- ❖ BRANIN JR., F. H. “Computer methods of network analysis”, *Proc. IEEE*, v. 55, p. 1787-1801, 1967.
- ❖ BUDNER, A. “Introduction of frequency-dependent line parameters into an electromagnetic transients program”, *IEEE Trans. Power Apparatus and Systems*, v. PAS-89, n. 4, p. 88-97, 1970.
- ❖ CARSON J. R. “Wave propagation in overhead wires with ground return”. *Bell Sys. Tech. Journal*, v. 5, p. 539-554, 1926.
- ❖ CALIL W., CZERNORUCKI M., SOUZA A., AVELINO P. “Requisitos fundamentais de projetos de transformadores de potência aplicados em SVC”, IX Workspot, Foz do Iguaçu, Brasil, 2018
- ❖ CARTER, G. K.; BARTHOLD, L. O. “Digital traveling-wave solutions – single-phase equivalents”, *AIEE Transactions*, p. 812-820, 1961.
- ❖ CHIPMAN, R. A. *Theory and Problems of Transmission Lines*. New York: McGraw Hill, 1968.
- ❖ CIGRE, “Ageing of Cellulose in Mineral-Oil Insulated Transformers.”, Brochura 323, 2015.
- ❖ CIGRE, “Very Fast Transients phenomena associated with GIS.”, Brochura 33, 1988.
- ❖ CIGRE, “IEEE Guide to describe Occurrence and Mitigation of Switching Transients Induced by Transformers, Switching Device and System Interaction” Working Group CIGRE, Paris, 2018.

- ❖ CIGRE WG 12.22, “*Guidelines for Conducting Design Reviews for Transformers*”, Working Group A2 12.22, 2012.
  - ❖ COSTA, E. C. M. *Proposta de uma Metodologia Aprimorada para Modelagem de Linhas de Transmissão no Espaço de Estados*. Tese de Doutorado, Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação, Universidade Estadual de Campinas, 2013.
  - ❖ DALIBOR et al., “High Frequency Model of the Power Transformer Based on Frequency Response Measurements” *IEEE Trans. On Power Delivery*, v. TPWRD 30, NO, 1, February 2015.
  - ❖ DE PAULA E., “Qualidade e laboratório da ABB: Conceitos Básicos de Transformadores Módulo 3: Bobina” Treinamento técnico interno 10-Aug-2016.
  - ❖ DOMMEL, H. W. “Digital computer solution of electromagnetic transients in single- and multiphase networks”, *IEEE Trans. Power Apparatus and Systems*, v. PAS-88, n. 4, p. 388-399, 1969.
  - ❖ FERNANDEZ, L., MARIÑO A., RAMOS J., COUTO D., “*Frequency Domain Severity Factor (FDSF) – Transient Voltage Performance – Transformer Outside/Inside*”, Advanced Research Workshop on Transformers ARWtr 2010, Santiago de Compostela, Spain.
  - ❖ FILHO J. G. R.; TEIXEIRA J. A.; MARTINEZ A. L. B. “Very fast transient overvoltage waveshapes in a 500-kV gas insulated switchgear setup”, *DEIS Vol. 32. No. 3. IEEE*, 2016.
  - ❖ GEISLER D., LEIBFRID P., LEIBFRIED T., “Short circuit tests to derive the buckling strength of Continuously Transposed Cable for power transformers under the influence of the paper insulation thickness.” 2014 49th International Universities Power Engineering Conference (UPEC) (2014): 1-5.
  - ❖ RYAN H.M. JONES G.R. “SF6 Switchgear”, *IEE Power Series Volume 10*, Peter Peregrinus Ltd, London, United Kingdom, 1989.
  - ❖ GEORGILAKIS S. P., “Spotlight on modern transformer design”, 1<sup>st</sup> ed, Springer Verlag, Chania, Greece, 2009.
  - ❖ GÓMES, P.; URIBE, F. A. “The numerical Laplace transform: an accurate technique for analyzing electromagnetic transients on power system devices”, *Inter. Journal of Electrical Power & Energy Systems*, v. 31, n. 2-3, p. 116-123, 2009.
  - ❖ GUSTAVSEN, B.; SEMLYEN, A. “Rational approximation of frequency domain responses by vector fitting”, *IEEE Trans. Power Delivery*, v. 14, n. 3, p. 1052-1061, 1999.
  - ❖ HARLOW J. H., “Electric power transformer engineering”, 9<sup>th</sup> ed, CRC Press LLC, Danvers USA, 2004.
-

- 
- ❖ HEALTHCOTE M., *The J&P Transformer book*, 13<sup>th</sup> Edition, Elsevier 2007.
  - ❖ HAO ZHOU et al. *Ultra-high Voltage AC/DC Power Transmission*. 1<sup>st</sup> ed, Beijing: Springer-Verlag GMBH Germany, 2018.
  - ❖ HEDMAN, D. E. "Propagation on overhead transmission lines: I – theory of modal analysis. II – Earth-conduction effects and practical results", *IEEE Trans. Power Apparatus and Systems*, v. PAS-84, p. 204-211, 1965.
  - ❖ HELI, N, ZHANG Q, GUO C., WEN T., "Breakdown and Streamer Behavior in Double-Layer Oil-Paper Insulation under Impulses of Varying Front Time", *IEEE Trans on Dielectrics and Electrical Insulation*, V.27, No. 1. February 2020.
  - ❖ KARSAI, K; ERENY D.; KISS L., "Large Power Transformers", Elsevier 1987.
  - ❖ KARLSEN, R., *Transformer Handbook*, ABB Press, 2004
  - ❖ KRÄMER A., "ON-LOAD TAP-CHANGERS FOR POWER TRANSFORMERS – Operation, principles, applications and selection", Kerschensteiner Verlag, Deutschland 2014
  - ❖ IEEE C37.122: IEEE Standard for Gas-Insulated Substations
  - ❖ IEEE C37.123: IEEE Guide to Specifications for Gas-Insulated, Electric Power Substation Equipment
  - ❖ IEEE C37.122.1: IEEE Guide for Gas-Insulated Substations
  - ❖ IEEE C57.12.90: IEEE Standard Test Code for Liquid Immersed, Distribution, Power and Regulating Transformers
  - ❖ IEC 60076-3 Insulation levels, dielectric tests and external clearances in air
  - ❖ IEC 62271-203: Gas-Insulated Metal-Enclosed Switchgear for Rated Voltages above 52 kV
  - ❖ IEC 62271-1: Common Specifications
  - ❖ CIGRE Brochure 125: User Guide for the Application of Gas-Insulated Switchgear (GIS) for Rated Voltages of 72.5 kV and Above
  - ❖ KOCH H. *Gas Insulated Substations*, IEEE Press Wiley, 2014
  - ❖ LIU, S.; CHUANSHUN, F.; ZANG, Y. "Analyzing the model of transformer windings under very fast transient overvoltage," 2018 IEEE International Symposium on Electromagnetic Compatibility and 2018 IEEE Asia-Pacific Symposium on Electromagnetic Compatibility (EMC/APEMC), Singapore, 2018, pp. 272-276
  - ❖ MALLER V.N; NAIDU M.S. "Advances in High Voltage Insulation and Arc Interruption in SF6 and Vacuum", Pergamon Press 1981.

- ❖ MOSER, H. P., “*Transformer boards.*” Special print of Scientia Electrical. Berlin: Springer Verlag, 1979
  - ❖ MOSER, H. P., DAHINDER V., “*Transformer Boards II*”. Rapperswil, Switzerland: H. Weidmann AG, 1987.
  - ❖ MENDES, J. C. *Redução de falhas em grandes transformadores de potência*, Tese de doutorado EPUSP, São Paulo, 1995.
  - ❖ MALDE J., BEAUDOIN J., “Insulation in Transformers” IEEE PES General Meeting (PES-2016) in Boston, EUA on 17-21 June, 2016.
  - ❖ MOREAU, O.; DOS SANTOS, G.; GUILLOT, Y. “Computation of Very Fast Transient Overvoltages inside Transformers resulting from Switching in Power Plants” International Conference on Power Systems Transients (IPST’05) in Montreal, Canada on June 19-23, 2005 Paper No. IPST05 - 135
  - ❖ NAKANISHI K, et al, “High Frequency Voltage Oscillation in Transformer Windings and Electrical Breakdown Properties of Interturn Insulation in Oil at VFT Voltage”, *IEEE Annual Report – Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena*, Minneapolis, October 19-22, 1997.
  - ❖ NAGARSHETH R.; SINGT S., “Study of Gas Insulated Substation and its Comparison with Ais Insulated Substation”, *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, Volume 55, February 2014, pages 481-485.s
  - ❖ NBR5356-3 - Transformadores de Potência - Níveis de Isolamento
  - ❖ NELSON, J. K., “An assessment of the physical basis for the application of design criteria for dielectric structures.” *IEEE Trans Elect Insul* 24(5):835–47, 1989
  - ❖ PEDERSEN, K. et al., “Detailed High Frequency Models of Various Winding Types in Power Transformers” International Conference on Power Systems Transients (IPST’05) in Montreal, Canada on June 19-23, 2005 Paper No. IPST05 – 100.
  - ❖ POPOV, M., “Computation of Very Fast Transient Overvoltages in Transformer Windings” International Conference on Power Systems Transients (IPST’05) in Montreal, Canada on June 19-23, 2005 Paper No. IPST05 – 009
  - ❖ RIECHERT U., “*Very Fast Transients Overvoltages (VFTO) in Gas Insulated EHV & UHV Substations*”, IEEE PES Switchgear Committee, 2012 Fall Meeting, September 2012 San Diego CA USA.
-

- 
- ❖ SHIBUYA, Y., MATSUMOTO T., “Modelling and Analysis of Transformer Winding at High Frequencies” International Conference on Power Systems Transients (IPST’05) in Montreal, Canada on June 19-23, 2005 Paper No. IPST05 – 025.
  - ❖ SOUZA, A.; COSTA, E. M. C; Calil, W. V.; AVELINO, P. A. “Redução de Falhas em Transformadores de Potência: Desempenho Térmico das Saídas dos Enrolamentos” VII Workspot, Pernambuco, Brasil, 2016.
  - ❖ SOUZA, A.; “Identificação de pontos quentes em transformadores de potência por meio de técnicas não invasivas”, Dissertação de mestrado, EPUSP, São Paulo, 2017.
  - ❖ THOMAS, B.; SAVADAMUTHU, U. “Impulse breakdown characteristics of aged oil impregnated paper”. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, Vol. 24, No. 4, August 2017.
  - ❖ URIBE, F. A.; NAREDO, J. L.; MORENO, P.; GUARDADO, L. “Electromagnetic transients in underground transmission systems through the numerical Laplace transform”, *Inter. Journal of Electrical Power & Energy Systems*, v. 24, n. 3, p. 215-221, 2002.
  - ❖ VANDERMAAR A.J., Wang M, Neilson A.B., “The Electrical Breakdown Characteristics of Oil-Paper Insulation Under Steep-Front Impulse Waves”, *IEEE Trans on Power Delivery*, Vol.9, No4, October 1994.
  - ❖ VECCHIO D. M. R. et al, “Transformer Design Principles with Applications to Core Form Power Transformers”, 2<sup>nd</sup> Edition, CRC Press 2012.
  - ❖ WEDEPOHL, L. M. “Application of matrix methods to the solution of travelling-wave phenomena in polyphaser systems”, *Proceedings of IEE*, v. 110, n. 12, p. 2200-2212, 1963.
  - ❖ ZANETTA JR., L. C. *Transitórios Eletromagnéticos em Sistemas de Potência*. 2<sup>a</sup> ed., São Paulo: Edusp, 2020.
  - ❖ ZANETTA JR., L. C. *Fundamentos de sistemas elétricos de potência*. 1<sup>a</sup> ed., São Paulo: Editora Livraria da Física, 2005.
  - ❖ ZHOU H., et al, “Ultra High Voltage AC/DC Power Transmission”, Springer Verlag 1<sup>st</sup> Ed., Beijing China. 2018