

**unesp** 

**UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA**

**Pós-Graduação em Engenharia Elétrica**

**“PERDAS EM TRANSFORMADORES QUANDO SUBMETIDOS A  
UMA DUPLA EXCITAÇÃO CA/CC”**

1210001276



**James Petini Cambuhy**

**Ilha Solteira - SP**

**unesp** 

12 13 14 15 16 17 18 19

cm 1 2 3 4 5 6 7 8

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA - UNESP  
 "JÚLIO MESQUITA FILHO"  
 FACULDADE DE ENGENHARIA DE ILHA SOLTEIRA  
 DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA  
 PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA – "MESTRADO"

JAMES PETINI CAMBUHY

**"Perdas em Transformadores quando Submetidos a  
 uma Dupla Excitação CA/CC"**

SERTIÇÃO DE ENGENHARIA DE ILHA SOLTEIRA - UNESP, COMO PARTE DOS  
 REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE  
 MESTRE EM ENGENHARIA ELÉTRICA (ME).

**James Petini Cambuhy**

*James Petini Cambuhy*

Prof. Dr. Antonio Pedreira Ferraz - Coordenador



*Proc. 071/2002 - NPD 036*

UNESP - "CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA"	
SERVIÇO TÉCNICO DE DOCUMENTAÇÃO	
DATA DE CHEGADA	DATA DE TOMBO
06.05.02	30.05.02
RECEBIDA POR	TOMBO
<i>ailza</i>	<i>Tc. 1276</i>
AQUISIÇÃO	CLASSIFICAÇÃO
<i>Wesley Anta R\$ 10,00</i>	<i>C178.p</i>

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira da Universidade Estadual Paulista – UNESP, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

*3040 0007*  
*CO*  
*SYS 215370*  
*SYS 56133*

Ilha Solteira – SP  
 fevereiro - 2002

Ilha Solteira/SP, fevereiro de 2002

# **Perdas em Transformadores quando Submetidos a uma Dupla Excitação CA/CC**

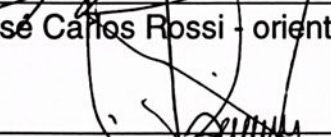
**JAMES PETINI CAMBUHY**

**DISSERTAÇÃO SUBMETIDA À FACULDADE DE ENGENHARIA DO  
CÂMPUS DE ILHA SOLTEIRA – UNESP – COMO PARTE DOS  
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE  
MESTRE EM ENGENHARIA ELÉTRICA (ME).**



Prof. Dr. Antonio Padilha Feltrin – Coordenador

## **COMISSÃO EXAMINADORA:**

  
Prof. Dr. José Carlos Rossi - orientador  
Prof. Dr. Oscar Armando Maldonado Astorga  
Prof. Dr. Carlos Alberto Canesin

Ilha Solteira/SP, fevereiro de 2002

## Agradecimentos

A Universidade Estadual Paulista Júlio de Mesquita Filho – UNESP,  
campus de Ilha Solteira;

Ao Professor Dr. José Carlos Rossi pela amizade, contribuição técnica,  
atenção e preocupação em todos os momentos da realização deste trabalho;

Aos Professores Dr. Carlos Alberto Camesin e Dr. Oscar Armando  
Maldonado Astorza, pela participação na Banca Examinadora de Dissertação de  
Mestrado e por suas contribuições para o aprimoramento deste trabalho;

Aos meus pais José Cambúhy Junior e Máilde, aos meus irmãos Jerry,  
Jeanny e Jusara, minha gratidão pelo incentivo e estímulo;

Ao Professor Dr. Edson Lazarini e família pela amizade, incentivo e  
apoio;

A todos os colegas do curso de pós-graduação, principalmente aqueles  
que sempre estiveram ao meu lado durante o curso;

A todos os funcionários do DEE (Departamento de Engenharia Elétrica)  
da FEIS (Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira);

A CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível  
Superior) pelo apoio financeiro;

A Deus por conceder-me saúde e sabedoria para completar este trabalho  
e permitir encontrar grandes amigos;

À minha esposa Paula Juliana e ao meu filho  
Thiago pelo carinho e compreensão durante  
esta etapa da minha vida.

## Agradecimentos

À Universidade Estadual Paulista Júlio de Mesquita Filho – UNESP, campus de Ilha Solteira;

Ao Professor Dr. José Carlos Rossi pela amizade, contribuição técnica, atenção e preocupação em todos os momentos da realização deste trabalho;

Aos Professores Dr. Carlos Alberto Canesin e Dr. Oscar Armando Maldonado Astorga, pela participação na Banca Examinadora de Dissertação de Mestrado e por suas contribuições para o aprimoramento deste trabalho;

Aos meus pais José Cambuhy Junior e Matilde, aos meus irmãos Jerry, Jeanny e Jussara, minha gratidão pelo incentivo e estímulo;

Ao Professor Dr. Edson Lazarini e família pela amizade, incentivo e apoio;

A todos os colegas do curso de pós-graduação, principalmente àqueles que sempre estiveram ao meu lado durante o curso;

A todos os funcionários do DEE(Departamento de Engenharia Elétrica) da FEIS( Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira);

À CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior) pelo apoio financeiro;

A Deus por conceder-me saúde e sabedoria para completar este trabalho e permitir encontrar grandes amigos;

A outros que involuntariamente foram esquecidos.

## Índice

<b>Resumo</b>	viii
<b>Abstrat</b>	ix
<b>Capítulo 1</b>	
<b>Introdução Geral</b>	
1 – Introdução Geral	01
<b>Capítulo 2</b>	
<b>Condições não Senoidais de Operação do Sistema</b>	
2.1 - Considerações Iniciais	05
2.2 - Fontes de Componentes Contínuas nos Sistemas Elétricos de Potência	06
2.2.1 - Conversores e Compensadores Estáticos	06
2.2.2 – Retificadores Monofásicos	08
2.2.3 – Retificadores Trifásicos	08
2.2.4 – Indução Geomagnética	09
2.2.5 – Retorno por Terra em Sistemas de Transmissão em Corrente Contínua	10
2.3 – Conclusões	11
<b>Capítulo 3</b>	
<b>Transformadores de Potência</b>	
3.1 – Considerações Iniciais	12
3.2 – Circuito Equivalente	12
3.3 – Característica de Saturação	13
3.3.1 – Formas de Representação da Característica de Magnetização	13
3.3.2 – Saturação Assimétrica	15
3.4 – Fluxo de Reativos	16
3.5 – Geração de Harmônicos em Transformadores de Potência	17
3.6 – Proteção dos Sistemas Elétricos CA	17
3.7 – Conclusões	19



<b>Capítulo 4</b>	
<b>Análise Qualitativa das Perdas Totais dos Transformadores</b>	62
4.1 – Considerações Iniciais	20
4.2 – Análise Inicial sobre as Perdas Totais nos Transformadores	20
4.3 – Perdas no Núcleo	21
4.3.1 - Condição de Fluxo Senoidal	22
4.3.2 - Condição de Fluxo Não-Senoidal	24
4.3.3 - Perdas por Histerese	25
4.3.4 - Perdas por Corrente Parasita	26
4.3.5 - Relação entre Densidade Fluxo Máximo e Tensão Média	27
4.3.6 - Análise de Onda Distorcida	30
4.3.7 - Relações de Corrente x Potência na Medição de Perdas no Núcleo	31
4.4 – Perdas no Cobre	32
4.4.1 - Efeito da Frequência nas Resistências dos Enrolamentos	38
4.5 – Perdas por Aquecimentos	46
4.5.1 - Aquecimento Transitório e Perda de Vida Útil em Transformadores	47
4.6 – Conclusões	51
<b>Capítulo 5</b>	
<b>Estudos Experimentais</b>	
5.1 – Introdução	52
5.2 – Considerações Iniciais	52
5.3 – Procedimentos Experimentais	53
5.4 – Banco Trifásico de Transformadores Constituído de Monofásicos	54
5.4.1 - Características Físicas de cada Unidade Monofásica	54
5.4.2 - Características de Magnetização de cada Unidade Monofásica	55
5.5 – Transformadores Trifásico Núcleo Envolvido de 3 Colunas	56
5.5.1 - Características Físicas de cada Unidade Trifásica(3 Colunas)	56
5.5.2 - Características de Magnetização de cada Unidade Trifásica	57



5.6 – Transformadores Trifásico Núcleo Envolvido de 5 Colunas	62
5.6.1 - Características Físicas de cada Unidade Trifásica(5 Colunas)	62
5.6.2 - Características de Magnetização de cada Unidade Trifásica	63
5.7 – Arranjo do Circuito Experimental	65
5.7.1 - Arranjo experimental para ligação D-Yt	65
5.7.2 - Arranjo experimental para ligação D-Y	66
5.8 – Perdas em Sistemas Trifásicos de Transformadores	67
5.8.1 - Perdas em Banco Trifásico Constituído de Unidades Monofásicas	67
5.8.2 - Perdas em Transformadores Trifásicos - 3 colunas	70
5.8.3 - Perdas em Transformadores Trifásicos - 5 colunas	72
5.9 – Comparações de Resultados	74
5.10 – Conclusões	76
<b>Capítulo 6</b>	
Conclusão Final	77
Referências Bibliográficas	79



## Resumo

### *Abstract*

O presente trabalho tem como objetivo analisar as perdas em transformadores de potência provocadas pela corrente de excitação quando são submetidos a uma dupla excitação em valores eficazes (CA) e médios (CC) simultaneamente.

Sob esta condição de excitação, foram feitos estudos analíticos em trabalhos já apresentados, englobando-se o desenvolvimento de modelos matemáticos já apresentados tanto para o transformador trifásico de núcleo envolvido de 3 e envolvente de 5 colunas, quanto para o do tipo banco trifásico constituído por unidades monofásicas.

A análise foi baseada nos ensaios práticos que representam o comportamento dos transformadores sob efeito da dupla excitação. Os resultados e os procedimentos experimentais são apresentados sob a forma de gráficos e tabelas.



## Capítulo 1

### 1 - Introdução

#### **Abstract**

*This work aims to study the losses in power transformers operating under double AC and DC excitation.*

*Under this excitation condition, researches have been developed, based on prior researches, mathematical models and digital simulations for the three phase transformers core type and for the bank of transformers constituted by three units of single phase transformers.*

*To verify the validity of the proposed mathematical models, experimental studies have been accomplished in laboratory. The simulation results and the experimental procedures are presented by means of several graphs and tables.*



## Capítulo 1

### 1 - Introdução

O interesse pelo estudo dos efeitos das componentes contínuas de corrente em dispositivos projetados para operar, essencialmente, com sinais alternados tem aumentado consideravelmente nos últimos anos. Isto se deve fundamentalmente à crescente utilização de equipamentos tiristorizados nos sistemas de potência. Tais dispositivos, embora projetados para não apresentarem valores médios nas suas correntes de alimentação, podem estar sujeitos a estas ocorrências devido a desequilíbrios entre os disparos dos tiristores.

Apesar dos esforços conjuntos desempenhados pelas concessionárias e consumidores, observa-se atualmente que os índices de distorção, oscilação de tensão e desequilíbrios têm aumentado de modo individual ou conjuntamente, ultrapassando muitas vezes os níveis máximos admissíveis ou recomendados ROSSI, J.C, [01]. Nestas condições, os prejuízos para os supridores e para os consumidores poderão atingir proporções insuportáveis e, somente com um controle consciente, efetivo e sistematizado, envolvendo as duas partes citadas, pode-se evitar ou reduzir as consequências danosas e operações elétricas indevidas.

Embora se reconheça que a qualidade das chapas magnéticas associadas às metodologias de projetos tenham de fato limitado as correntes magnetizantes a níveis aceitáveis, existem entretanto situações operativas onde os transformadores ficam sujeitos a excitações simultâneas em corrente alternada(CA) e corrente contínua(CC), o que pode provocar a saturação assimétrica do meio magnético e alterar drasticamente sua corrente magnetizante, OLIVEIRA,[02]. Sob estas condições operativas, tais correntes normalmente apresentam elevados valores de pico além de um substancial aumento do conteúdo harmônico com alto grau de saturação, o que de certa forma contribui também para o aumento das perdas totais.

A presença de componentes contínuas de correntes nos sistemas de corrente alternada tem sido observada há pelo menos três décadas. Inicialmente foram identificadas aquelas decorrentes de distúrbios geomagnéticos (GIC – “geomagnetic induced currents”, ou, SIC – “solar induced currents”), que são consideradas como contínuas porque apresentam frequências entre 0,001Hz a 0,1Hz. Os potenciais



induzidos na superfície da Terra durante as tempestades solares variam entre 3 a 6 volts/km e as correntes resultantes podem atingir valores entre 5A e 100A[03]. Trata-se, contudo, de um problema localizado, pois a intensidade dessas tempestades varia com a latitude norte e, por conseguinte, estão praticamente limitadas ao hemisfério norte e particularmente nas regiões de alta latitude, como por exemplo no Canadá onde já foram registradas inúmeras ocorrências deste fenômeno.

Do ponto de vista global, o que tem caracterizado de fato o aumento das componentes contínuas nas diferentes regiões industrializadas do mundo é, sem dúvida, a crescente utilização de equipamentos e sistemas com acionamento à base de semicondutores. Entre eles, destacam-se os conversores estáticos, compensadores estáticos tipo RCT e os sistemas de transmissão em corrente contínua. Para os primeiros, os valores típicos de corrente contínua observados situam-se entre 15 a 4% de suas respectivas correntes nominais.

No caso da transmissão em CC, o aparecimento de correntes contínuas em transformadores está ligado às operações monopolares que normalmente ocorrem durante os períodos de manutenção programada de um dos pólos, ou, durante distúrbios de operação. Nestas condições, a transmissão CC opera com retorno por Terra e a corrente contínua circulante pode percorrer caminhos alternativos oferecidos pelos sistemas em CA através do aterramento dos transformadores.

Estes fatos têm motivado inúmeras investigações sobre o comportamento dos transformadores de potência sob condições de dupla excitação em CA e CC.

As considerações físicas, propostas de modelos, discussões de resultados e conclusões sobre o comportamento de transformadores submetidos a dupla excitação CA e CC foram apresentadas em trabalhos anteriores [01-03].

A corrente de excitação dos transformadores de potência possui uma característica fortemente indutiva e apresenta um valor eficaz da ordem de 0,5% à 5% da sua corrente nominal. Quando estes são excitados simultaneamente por fontes CA e CC sua corrente magnetizante pode atingir valores eficazes muitas vezes maiores que os previstos em condições normais, acentuando ainda mais sua característica indutiva. Desta forma, e ainda considerando o alto conteúdo harmônico presente nestas condições, é verificado o aumento nas perdas quando o transformador opera sob dupla excitação CA/CC.

Alguns trabalhos foram apresentados abordando as condições elétricas, térmicas e perdas em transformadores em condições de alimentação não senoidal. Dentre os autores, destacam-se as referências [01], [02],[03] e [04].

No trabalho apresentado por ROSSI [01], o mesmo apresenta um estudo sobre o comportamento assimétrico de transformadores trifásicos submetidos a uma dupla excitação simultaneamente.

Uma abordagem bastante abrangente sobre os efeitos e as causas da dupla excitação é apresentada por OLIVEIRA,[02].

Na referência [03], DELAIBA apresenta um trabalho abordando a análise física, modelagem e implementação computacional de transformadores operando sob condições não ideais, inclusive destacando as perdas provocadas pelo conteúdo harmônico resultante da dupla excitação.

EMANUEL, A. E.; SZABADOS, B.[05], apresentam um trabalho onde pode ser observada a influência da tensão e da corrente distorcidas sobre as perdas Joules nos enrolamentos dos transformadores. Também são abordadas as perdas resultantes no núcleo de material ferro magnético.

EMANUEL, A. E. [09], apresenta os efeitos das tensões e/ou correntes harmônicas nas perdas totais dos transformadores e, sugere um método para avaliar a vida útil destes dispositivos quando os mesmos suportam cargas não lineares.

Sem a pretensão de esgotar o assunto, neste trabalho foram realizadas análises experimentais em laboratório, com o objetivo de avaliar o comportamento das perdas totais dos transformadores trifásicos, provocadas pela alteração da corrente de excitação quando ocorre uma dupla excitação CA/CC simultaneamente.

Os ensaios experimentais foram realizados em transformadores trifásicos para diferentes configurações geométricas do núcleo, bem como, para diferentes tipos de conexões dos enrolamentos do primário e do secundário. Em todos os ensaios, os transformadores trabalham a vazio.

No capítulo 2 é desenvolvida uma análise das condições não senoidais de operação do sistema elétrico, as principais fontes CC nos sistemas elétricos de potência, as causas e os efeitos.

No capítulo 3 são apresentadas as características dos transformadores sob comportamentos anormais dos sistemas elétricos.

No capítulo 4 são abordados aspectos quantitativos e qualitativos das perdas joules totais que ocorrem tanto do núcleo quanto nos enrolamentos.



No capítulo 5 são apresentados os resultados experimentais obtidos em laboratório para o banco trifásico de transformadores, para o transformador trifásico do tipo núcleo envolvido e para o transformador trifásico de núcleo envolvente, considerando diferentes conexões dos enrolamentos e uma variação dos níveis de injeção c.c.. Estes resultados são obtidos com o auxílio de um sistema de aquisição de dados, e são apresentados sob a forma de gráficos, onde são, então, analisados.

No capítulo 6 apresentam-se os comentários e conclusões finais sobre a análise de perdas em transformadores quando submetidos a uma dupla excitação.



## Capítulo 2

### Condições não senoidais de operação do sistema

#### 2.1 – Considerações Iniciais

Os sistemas e os dispositivos elétricos operando sob condições puramente senoidais é um assunto largamente estudado no contexto da engenharia elétrica e, portanto, dispensa maiores comentários.

Todavia, com as modernas técnicas de conversão e/ou transformação de energia empregando-se, cada vez mais, dispositivos elétricos/eletrônicos e outros com comportamento não lineares, tem-se constatado distorções cada vez maiores nas formas de onda da tensão e corrente. Como consequência destas distorções, componentes contínuas podem aparecer nos sistemas projetados para operar em corrente alternada. Desta forma torna-se necessário um estudo da influência destas componentes contínuas nos equipamentos pertencentes aos sistemas elétricos de potência.

Considerando que o transformador é um dos componentes de maior importância dentro do sistema elétrico de potência, estes dispositivos podem ter seu desempenho e sua vida útil comprometidos. Esta hipótese pode ser explicada pelo fato de que a operação com tensões e/ou correntes não senoidais, irá resultar em um aumento das perdas totais e, conseqüentemente, ocorrerá uma elevação da temperatura interna dos transformadores acarretando uma redução de vida útil.

Neste capítulo será apresentada uma análise qualitativa das principais fontes e fenômenos físicos que podem, de alguma maneira, injetar componente contínua de corrente nos sistemas elétricos de potência, originalmente projetado para operar em corrente alternada.



## 2.2 – Fontes de Componentes Contínuas nos Sistemas Elétricos de Potência

### 2.2.1 – Conversores e Compensadores Estáticos

Os conversores e compensadores estáticos apresentam componentes contínuas nas suas correntes de alimentação somente quando operam em condições não idealizadas ou seja, quando estão sujeitos a algum tipo de defeito nas suas condições de operação.

Os compensadores estáticos do tipo reator controlado a tiristor são constituídos basicamente por um banco de capacitores fixos associados a um banco de reatores controlados por tiristores. Na figura 2.1(a) é feita uma representação unifilar de um compensador conectado a um sistema CA. O banco de reatores controlados por tiristores, representado parcialmente no diagrama da figura 2.1(b), indica um tipo de conexão trifásica para os reatores e tiristores:

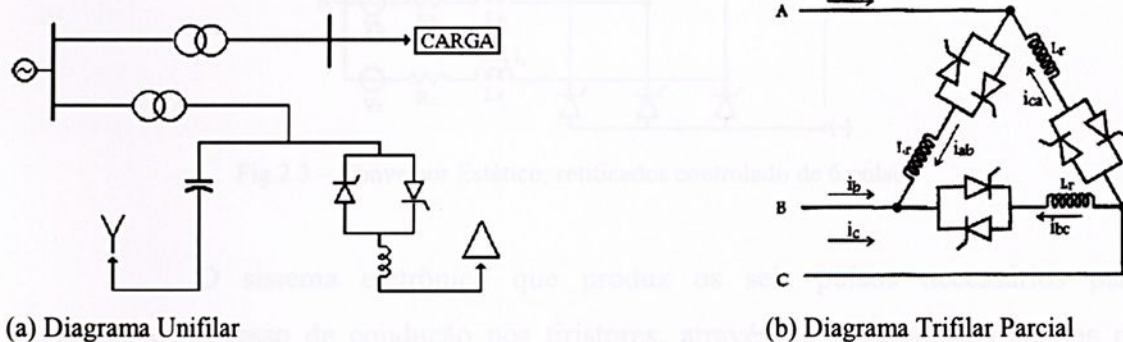


Fig.2.1 – Compensador Estático Tipo Reator Controlado à Tiristores

A forma de onda da corrente de linha resultante do chaveamento do banco de reatores é representada na figura 2.2:

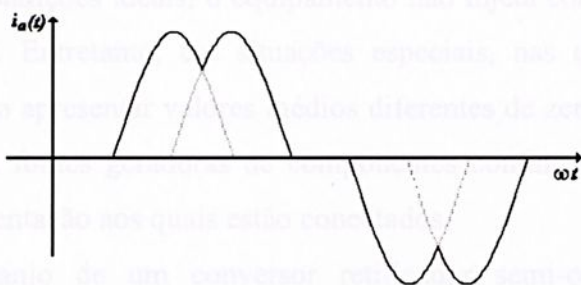


Fig.2.2 – Compensador Estático Tipo Reator Controlado à Tiristores: Corrente de linha

As correntes que se estabelecem pelos reatores são definidas atuando-se sobre os ângulos de disparo dos tiristores. Desta forma, obtém-se no conjunto de

reatores um nível de corrente que pode ser controlado de forma contínua e individual por fase. As correntes absorvidas pelos reatores não são senoidais para ângulos de disparo diferentes de  $90^\circ$ , e, sob certas condições, podem apresentar valores médios diferentes de zero. Tais ocorrências se devem a desvios entre os pulsos de gatilhamento dos tiristores da associação anti-paralela.

A configuração básica de um conversor retificador trifásico é a de 6 pulsos, onde os tiristores funcionam como chaves e os instantes do gatilhamento são definidos por um tempo de atraso comum a todos, relativamente aos respectivos instantes de polarização direta dos tiristores. A figura 2.3 abaixo ilustra a estrutura de um conversor retificador trifásico

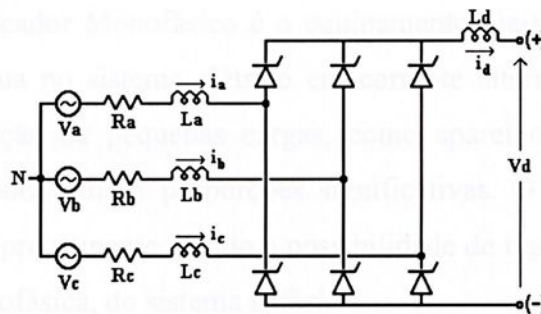


Fig.2.3 – Conversor Estático, retificador controlado de 6 pulsos

O sistema eletrônico que produz os seis pulsos necessários para inicializar o processo de condução nos tiristores, através do controle dos atrasos no envio dos pulsos, em relação aos respectivos instantes de polarização direta dos tiristores, permite estabelecer diferentes níveis para a tensão média de saída da ponte retificadora.

Em condições ideais, o equipamento não injeta componente contínua no sistema alimentador. Entretanto, em situações especiais, nas quais as correntes de alimentação passam a apresentar valores médios diferentes de zero, estes equipamentos se comportam como fontes geradoras de componentes contínuas de corrente para os sistemas CA de alimentação aos quais estão conectados.

O arranjo de um conversor retificador semi-controlado trifásico é semelhante ao do conversor retificador controlado (Fig.2.3), diferindo somente na utilização composto de 3 diodos com ângulo de disparo constante e igual a zero, para qualquer condição de operação.

Analisando-se o princípio de funcionamento dos conversores, pode-se concluir que o valor médio das correntes de alimentação é sempre nulo, para qualquer ângulo de disparo, sob condições normais de operação. Desta forma, a geração de componentes contínuas está ligada apenas às situações onde estes equipamentos operam em condições não ideais.

### 2.2.2 – Retificadores Monofásicos

Os retificadores são utilizados em cargas onde a presença de componente contínuas na alimentação obedece a necessidade e ao princípio de funcionamento. São identificadas como fontes geradoras de componentes CC.

O Retificador Monofásico é o equipamento mais conhecido na geração de componente contínua no sistema elétrico em corrente alternada. Apesar de serem utilizados na alimentação de pequenas cargas, como aparelhos de TV, em grandes quantidades o efeito pode atingir proporções significativas. O desequilíbrio que este pode causar é bastante preocupante devido a possibilidade de ligação em uma das fases, pela característica monofásica, do sistema trifásico.

### 2.2.3 – Retificadores Trifásicos Controlados (3 pulsos)

A configuração básica do retificador trifásico controlado de 3 pulsos é ilustrada na figura 2.4:

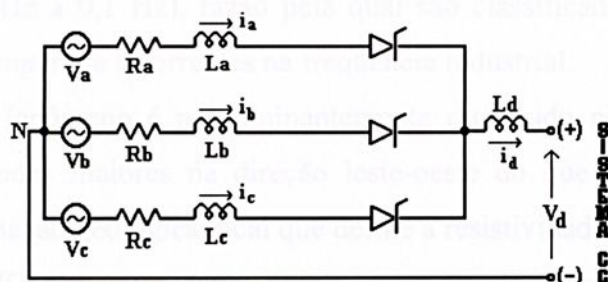


Fig. 2.4 – Retificador Trifásico Controlado de 3 pulsos

O equipamento trabalha com uma componente média de corrente de alimentação apresentando correntes de linha na forma de blocos retangulares, com valor de pico relativo a corrente média e largura de  $120^\circ$ .

A componente CC da corrente presente no sistema de alimentação em CA é causada principalmente pelo uso crescente de vários retificadores, com retificação simples alternada ou por tiristores desequilibrados [04].

### 2.2.4 – Indução Geomagnética

As variações do campo magnético da Terra são conhecidas como distúrbios geomagnéticos ou tempestades geomagnéticas e estão diretamente ligadas às atividades solares. A figura 2.5 ilustra o caminho da componente contínua induzida através da conexão de aterramento do transformador no sistema CA:

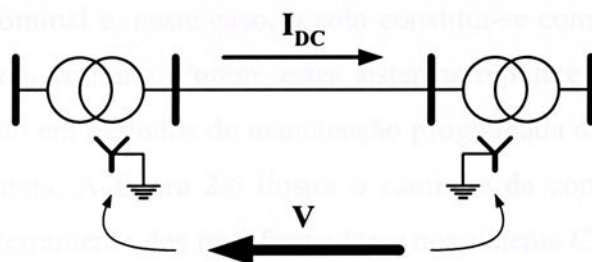


Figura 2.5 – Efeito da Indução Geomagnética

Os distúrbios geomagnéticos causam problemas na operação dos sistemas de potência e comunicação. Isto se deve ao fato de que as variações do campo magnético terrestre produzem na superfície da Terra potenciais induzidos da ordem de 3 à 6 volts/km [02, 15].

Os potenciais induzidos nos pontos de aterramento dos sistemas elétricos de potência podem provocar uma corrente elétrica nos seus condutores, conhecida como SIC (“Solar Induced Current”) ou GIC (“Geomagnetic Induced Current”) [02,04]. Estas correntes, em geral, possuem magnitude entre 5A à 100A e têm um período da ordem de minutos (0,001 Hz à 0,1 Hz), razão pela qual são classificadas como de natureza contínua quando comparada à correntes na frequência industrial.

Este fenômeno é predominantemente registrado no hemisfério norte e apresentam magnitudes maiores na direção leste-oeste do que na direção norte-sul, dependendo da formação geológica local que define a resistividade do solo.

O SIC flui pelo lado estrela aterrado do transformador, isto pode conduzir o núcleo a um grau elevado de saturação. Neste caso, as correntes de excitação ficam totalmente distorcidas, apresentando altos valores de pico.

### 2.2.5 – Retorno por Terra em Sistemas de Transmissão em Corrente Contínua

Os sistemas de transmissão de energia elétrica em corrente contínua são normalmente aterrados junto às estações terminais [02]. Nas linhas monopolares, o solo é empregado permanentemente como um condutor pelo qual circula a corrente nominal do sistema. Nas linhas bipolares, utilizadas com maior frequência, cada pólo opera com a metade da potência nominal e, neste caso, o solo constitui-se como um condutor de reserva, normalmente sem corrente. Porém, estes sistemas bipolares podem operar de forma monopolar, quando em períodos de manutenção programada de um dos pólos ou em situação de emergência. A figura 2.6 ilustra o caminho da componente contínua através da conexão de aterramento dos transformadores nos sistema CA.

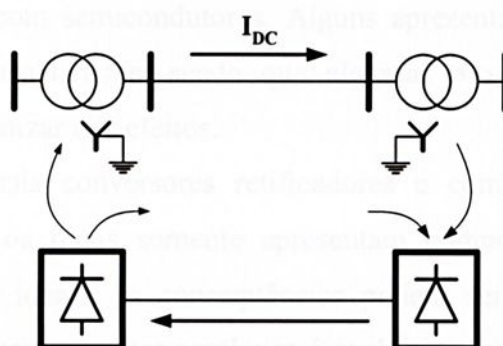


Figura 2.6 – Efeito do Retorno por Terra em Transmissão CC

As correntes de retorno por terra, provenientes das situações descritas, são geralmente muito elevadas e podem constituir-se em fontes de correntes contínuas para todos os sistemas elétricos aterrados na área de influência deste fenômeno. Neste caso, parte da corrente, injetada na terra pela estação inversora pode, em alguns trechos, percorrer um caminho alternativo formado pelo circuito físico de um sistema de transmissão CA onde existem transformadores aterrados.

## 2.3 – Conclusões

Nas análises das fontes de componentes contínuas, apresentadas neste estudo, conclui-se quão importante este fenômeno deve ser considerado. Os níveis de corrente contínua relatados neste e em outros trabalhos são, muitas vezes, bastante significativos quando comparados com as correntes magnetizantes dos transformadores onde estão conectados. Este fato pode resultar em magnetização assimétrica cujas conseqüências afetam não só os transformadores como também os sistemas de alimentação.

Os retificadores monofásicos e de três pulsos trifásicos são equipamentos que induzem o sistema de alimentação a uma tensão média diferente de zero, devido a característica de operação com semicondutores. Alguns apresentam níveis de injeção CC dentro dos limites normatizados, sendo que algumas providências podem ser tomadas no sentido de minimizar tais efeitos.

Para os demais conversores retificadores e compensadores estáticos controlados por tiristores, os quais somente apresentam componentes CC, quando operam em condições não ideais, as conseqüências podem ser mais preocupantes. Nestes casos, a origem das componentes contínuas é conhecida mas depende de fatores aleatórios ligados, principalmente, ao comportamento dos circuitos de disparos dos tiristores. Conseqüentemente, nas instalações desse tipo de equipamento são necessários cuidados especiais com o planejamento e a supervisão da operação.

Em relação às componentes contínuas provenientes da indução geomagnética, apesar de apresentarem níveis, a frequência com que se manifestam é em geral muito menor quando comparada com os itens anteriores, sobretudo no nosso país.

## Capítulo 3

### Transformadores Trifásicos de Potência

#### 3.1 – Considerações Iniciais

Neste capítulo apresenta-se uma análise qualitativa dos transformadores trifásicos pertencentes aos sistemas elétricos de potência, quando os mesmos ficam submetidos a uma dupla excitação c.a. / c.c. Esta análise é realizada sob o ponto de vista do enfoque clássico de representação e estudo de transformadores. Devido a dupla excitação, alguns equipamentos auxiliares do sistema elétrico são afetados, sendo então aqui também abordados.

#### 3.2 – Circuito Equivalente por Fase de Transformadores Trifásicos

O modelo clássico para estudo de transformadores, representado pelo seu circuito equivalente por fase, é apresentado na figura 3.1.

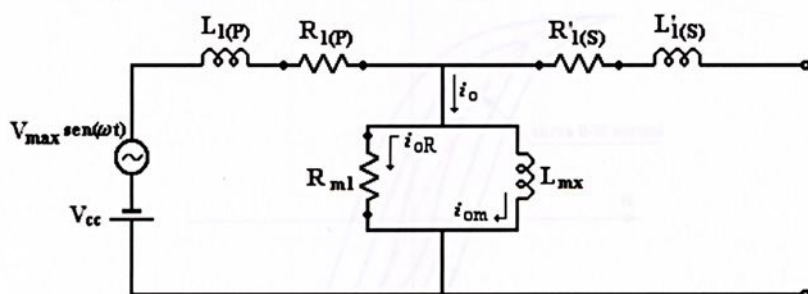


Fig. 3.1 - Circuito Equivalente por fase de Transformadores Trifásicos

Onde,

$R_{l(p)}$  a resistência ôhmica do enrolamento primário;

$R'_{l(s)}$  a resistência ôhmica do enrolamento secundário referido ao primário;

$L_{l(p)}$  a indutância de dispersão do enrolamento primário;

$L'_{l(s)}$  a indutância de dispersão do enrolamento secundário referido ao primário;

$R_{m1}$  a resistência ôhmica do ramo magnetizante;

$L_{mx}$  a indutância de magnetização.

Pode ser observado que a corrente de magnetização  $i_0$  é composta pelas componentes  $i_{or}$  e  $i_{om}$ , sendo a primeira responsável pelas perdas ativas no núcleo e a segunda pela magnetização.

Cabe ressaltar que a indutância  $L_{mx}$  assume dois valores constantes, conforme a região de saturação atingida. Para um ponto abaixo do nível de saturação o seu valor ( $L_{m1}$ ) tenderá ao infinito, enquanto que acima da saturação a indutância passa a apresentar um valor ( $L_{m2}$ ) constante.

### 3.3 – Característica de Saturação

#### 3.3.1 – Formas de Representação da Característica de Magnetização

Nos transformadores a área do laço de histerese é pequena, e a relação de  $B=f(H)$  obedece à forma ilustrada na figura 3.2:

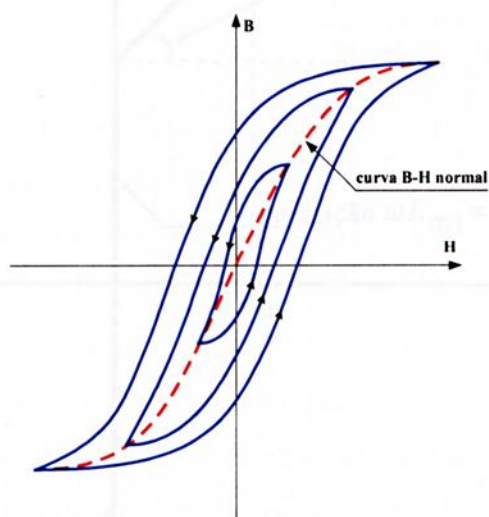


Fig. 3.2 – Curvas B-H de trajetórias fechadas de histerese.

A curva de magnetização pode ser representada através de uma modelagem matemática polinomial, exponencial e ainda hiperbólica. Uma melhor representação seria obtida se a curva de saturação fosse subdividida em vários segmentos, ou seja, uma linearização por partes.

3.1.3 – *Saturação* Para o desenvolvimento de um modelo matemático simplificado, um primeiro passo poderia ser o de particionar a curva de magnetização por trechos de linhas retas tangentes à curva real. O número de segmentos a ser usado é função do tipo de estudo a ser executado, e, devido à natureza do fenômeno aqui considerado, adotou-se apenas duas regiões. Estas correspondem aos dois trechos ilustrados na figura 3.3. O primeiro está associado aos níveis de fluxo inferiores ao de saturação, que se apresenta com inclinação infinita. Para os níveis superiores ao de saturação, a característica obedece a uma inclinação definida pela relutância magnética do núcleo na condição saturada.

O valor da indutância considerada, para a definição da inclinação, é aquela calculada pela tangente à curva original em um ponto específico.

A figura 3.3 apresenta a curva característica  $\phi = f(i_0)$  de um modelo simplificado particionado em trechos de linhas retas tangentes à curva real.

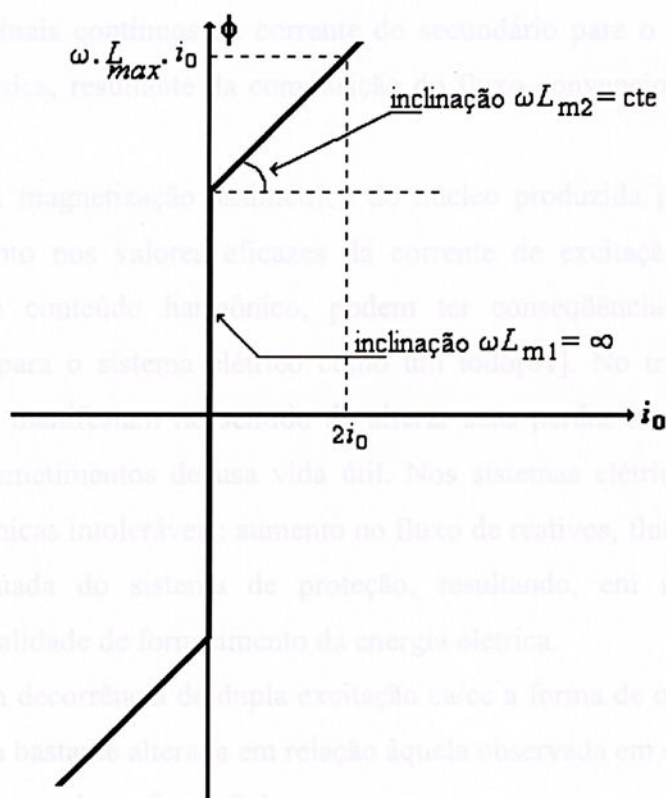


Fig. 3.3 – Característica  $\phi = f(i_0)$ .

### 3.3.2 – Saturação Assimétrica

Segundo a teoria clássica, um transformador a vazio, quando excitado por uma fonte de tensão senoidal, absorve do sistema alimentador uma corrente elétrica não senoidal e simétrica, que possui apenas ordens harmônicas ímpares. Esta característica se deve, fundamentalmente, à não linearidade entre o fluxo magnético que se estabelece no núcleo do transformador e a corrente de excitação necessária para gerá-lo.

Quando ocorre um desbalanceamento magnético motivado pela existência de um nível médio de fluxo superposto ao fluxo CA no núcleo, a característica de magnetização passa a ser explorada de forma assimétrica e a corrente de magnetização apresenta-se sensivelmente alterada [01].

Os transformadores que trabalham alimentando cargas cujas correntes de alimentação possuem níveis médios diferentes de zero, devido à impossibilidade física de se transferir sinais contínuos de corrente do secundário para o primário, ocorre à saturação assimétrica, resultante da composição do fluxo convencional CA com fluxo residual CC.

A magnetização assimétrica do núcleo produzida pela excitação CC, devido ao aumento nos valores eficazes da corrente de excitação e, a substancial alteração do seu conteúdo harmônico, podem ter conseqüências danosas para o transformador e para o sistema elétrico como um todo[01]. No transformador, estas conseqüências se manifestam no sentido de alterar suas perdas nominais e promover eventuais comprometimentos de sua vida útil. Nos sistemas elétricos podem ocorrer distorções harmônicas intoleráveis: aumento no fluxo de reativos, flutuações de tensão e operação inadequada do sistema de proteção, resultando, em última análise, na degradação da qualidade de fornecimento da energia elétrica.

Em decorrência da dupla excitação ca/cc a forma de onda da corrente de magnetização fica bastante alterada em relação àquela observada em condições normais, como pode ser observada na figura 3.4.

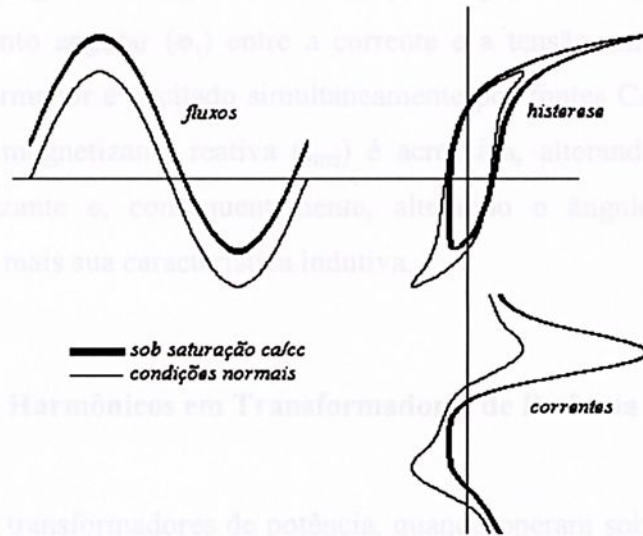


Fig. 3.4 – Corrente de magnetização assimétrica

### 3.4 – Fluxo de Reativos

A corrente magnetizante dos transformadores possui uma característica fortemente indutiva e apresenta um valor eficaz da ordem de 0,5 % a 5 % da corrente nominal para os transformadores de potência. Quando estes são excitados simultaneamente por fontes CA e CC, sua corrente magnetizante pode atingir valores eficazes muitas vezes maiores que os previstos em condições normais, acentuando ainda mais sua característica indutiva. Isto se deve à manutenção dos valores das perdas no núcleo praticamente nos valores nominais, mesmo em condições de dupla excitação. Desta forma, é compreensível que haja uma diminuição do fator de potência da instalação quando o transformador opera com dupla excitação CA/CC.

Associando apenas as componentes fundamentais, as figuras 3.5a e 3.5b, ilustram os diagramas fasoriais baseados no circuito equivalente da figura 3.1, para condições normais de operação e sob dupla excitação, respectivamente.

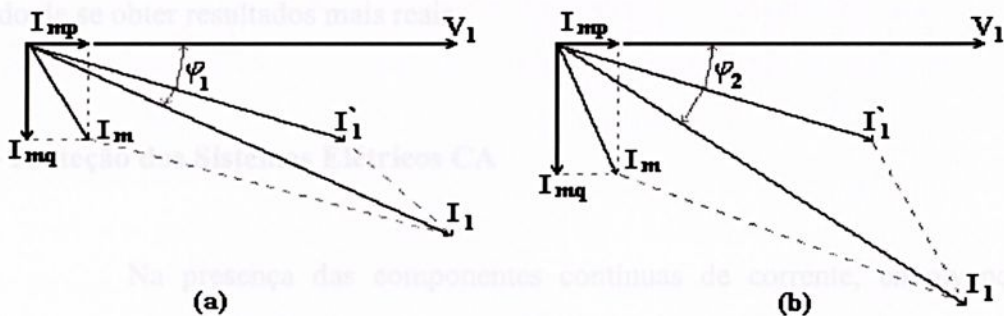


Figura 3.5 - Diagramas fasoriais

O diagrama da figura 3.5a, ilustra a composição da corrente magnetizante ( $I_m$ ) e o defasamento angular ( $\varphi_1$ ) entre a corrente e a tensão em condições normais. Quando o transformador é excitado simultaneamente por fontes CA e CC, figura 3.5b, sua componente magnetizante reativa ( $I_{mq}$ ) é acrescida, alterando o valor eficaz da corrente magnetizante e, conseqüentemente, alterando o ângulo de potência ( $\varphi_2$ ), acentuando ainda mais sua característica indutiva.

### 3.5 – Geração de Harmônicos em Transformadores de Potência

Os transformadores de potência, quando operam sob condições normais, não apresentam nenhuma preocupação no que tange à geração de harmônicos. Com os desenvolvimentos tecnológicos na área de fabricação de chapas magnéticas, os transformadores de potência utilizados atualmente absorvem correntes magnetizantes bastante baixas e, desta forma, seu conteúdo harmônico torna-se pouco significativo para o sistema elétrico. Isto é ainda reforçado para o caso dos arranjos trifásicos onde o fluxo harmônico pelo sistema pode ser substancialmente atenuado através do uso de conexões adequadas para os transformadores.

No entanto, quando os transformadores operam sob dupla excitação, o conteúdo harmônico da corrente magnetizante fica bastante alterado tanto com relação às ordens harmônicas quanto nas amplitudes.

A análise do conteúdo harmônico da forma de onda da corrente demonstra que a mesma apresenta aumentos expressivos das componentes de ordem ímpar e, sobretudo, o aparecimento de ordens harmônicas pares em níveis igualmente apreciáveis[01].

Os efeitos provocados pela dupla excitação, em estudos de penetração harmônica nos sistemas CA, podem ser considerados uma prática indispensável no sentido de se obter resultados mais reais.

### 3.6 – Proteção dos Sistemas Elétricos CA

Na presença das componentes contínuas de corrente, envolvendo os problemas com a proteção dos sistemas elétricos, destacam-se aqueles relativos à



proteção diferencial dos transformadores.

O funcionamento dos relés diferenciais baseia-se na diferença vetorial entre duas grandezas elétricas de mesma natureza e, se tal diferença excede um valor pré-ajustado há a atuação da proteção. Este tipo de arranjo é frequentemente utilizado na proteção de transformadores de potência onde, sinais de corrente são extraídos do primário e do secundário através de TC's. Esta proteção deve normalmente atuar apenas para defeitos dentro da sua zona de abrangência, ou seja, na região compreendida entre os dois TC's.

A figura 3.6 ilustra a conexão de um relé diferencial em um sistema CA, onde está circulando uma corrente CC injetada através do aterramento do transformador, característico do efeito da indução geomagnética e retorno por Terra em transmissão em corrente contínua.

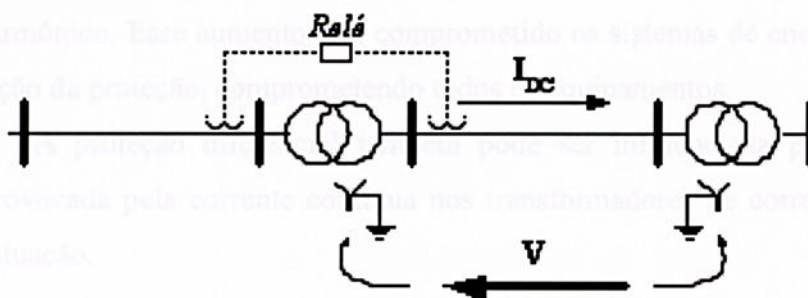


Fig.3.6 – Proteção diferencial de transformadores.

Quando há injeção de corrente contínua, a alta componente magnetizante de corrente pode provocar um desbalanceamento entre as correntes que circulam pelo secundário dos TC's com amplitudes suficientes para acionar a proteção diferencial. O desligamento do transformador pela proteção é uma operação equivocada, pois, trata-se de defeito externo à zona de proteção. O aspecto positivo de tal ação é o possível reconhecimento da operação com dupla excitação evitando maiores problemas.

Quando a proteção diferencial adotada possui restrição para harmônicos, o tipo de atuação pelas razões expostas anteriormente, provavelmente não aconteça. Embora os altos valores eficazes da corrente magnetizante possam causar um desbalanceamento capaz de sensibilizar o relé diferencial, o alto conteúdo harmônico dessa corrente circulando pela bobina de restrição pode inibir a atuação da proteção. Neste caso, em persistindo a excitação CC no transformador, se ocorrer um defeito dentro da zona protegida, o relé diferencial pode continuar bloqueado pela atuação da bobina de restrição de harmônicos e as conseqüências podem ser desastrosas.

### 3.7 – Conclusões

As formas de representação da característica de magnetização dos transformadores estudadas atendem de maneira satisfatória a sua representação para efeito de estudos teóricos e modelagens, tanto em regime permanente quanto sob efeito de uma dupla excitação.

A magnetização assimétrica do transformador constitui um fator determinante da sua vida útil devido ao aquecimento localizado, além das distorções harmônicas, aumento no fluxo de reativos, flutuações de tensão e outros. Com esse efeito a qualidade de energia elétrica fica comprometida, mesmo com os desenvolvimentos tecnológicos na área de fabricação de chapas magnéticas e uso de conexões adequadas, os efeitos causados pela dupla excitação CA/CC têm alterado o conteúdo harmônico. Esse aumento tem comprometido os sistemas de energia podendo inibir a atuação da proteção, comprometendo todos os equipamentos.

A proteção diferencial também pode ser influenciada pelo efeito da saturação provocada pela corrente contínua nos transformadores de corrente, inibindo ou não sua atuação.

## Capítulo 4

### Análise Qualitativa das Perdas Totais dos Transformadores

#### 4.1 – Considerações Iniciais

Neste capítulo foram estudados os métodos de cálculos para a análise das perdas nos transformadores trifásicos. De início são analisadas as perdas Joules nos enrolamentos de cobre tanto do primário quanto do secundário dos transformadores trifásicos sob condição de alimentação CA e em seguida, para a condição de fluxo distorcido. Também, sob estas mesmas condições de operação, são analisadas as perdas provenientes do núcleo.

#### 4.2 – Análise Inicial sobre as Perdas Totais nos Transformadores

As perdas no cobre dos enrolamentos do primário, é diretamente proporcional ao valor da resistência das bobinas e o quadrado da corrente eficaz. Deve ser observado que o valor eficaz estimado da corrente magnetizante pode ser, muitas vezes, maior que o valor médio por causa da forma particular desta corrente.

O efeito da corrente contínua nas perdas no núcleo pode ser considerado de dois pontos de vista. Primeiro, considerado o circuito equivalente por fase do transformador, as perdas no núcleo serão dadas por  $E^2_{\text{eficaz}} / R_m$ . Se  $R_m$  permanece constante na presença de corrente contínua, as perdas no núcleo diminuirão quando a tensão pelo circuito magnetizante está necessariamente reduzida devido a presença desta componente contínua.

O segundo, envolve considerações das perdas por histerese. As perdas por correntes parasitas não estão relacionadas ao nível do fluxo mas sim com a sua variação. Considerando que esta variação de fluxo é controlada pela fonte CA, as perdas permanecerão essencialmente constantes, na presença da corrente contínua, sofrendo somente uma pequena redução devido a queda de tensão adicional nas bobinas do enrolamento primário. As perdas por histerese são ligadas a energia necessária para orientar os domínios magnéticos. Esta exigência de energia é reduzida quando da



saturação assimétrica, visto que, um número crescente de domínios magnéticos reterá a orientação.

O efeito do fluxo harmônico também deve ser levado em consideração, visto que as perdas no núcleo dependem da frequência. Quando o transformador é duplamente excitado, o fluxo no núcleo deixa de ser senoidal apresentando uma forte distorção harmônica o que reflete num aumento das perdas. Porém, se estas componentes harmônicas são de amplitudes muito pequenas quando comparadas com a fundamental, seus efeitos podem ser desprezados.

A componente de corrente contínua que circula nos transformadores de potência produz um certo grau de saturação do núcleo. A forma de onda da corrente de excitação apresenta um pico elevado em cada ciclo. A largura deste pulso depende do período do ciclo sob saturação. Esta corrente de excitação induz um baixo potencial através da impedância da bobina primária reduzindo a tensão e possibilitando a injeção harmônicos na rede.

Sob condições normais, o fluxo magnetizante é mantido dentro dos limites de saturação do núcleo magnético e a corrente de excitação será da ordem de 0,5 a 1% da corrente nominal. A incidência de uma corrente contínua provoca um pico no fluxo magnetizante acima do ponto de saturação. A corrente magnetizante aumentará exibindo um pico de pequena duração e alta amplitude, semelhante as condições transitórias observadas durante energização de um transformador.

A amplitude desta corrente de excitação precisa ser rigorosamente estimada de maneira a obter a real influência sobre o comportamento das perdas nos enrolamentos (cobre) no material ferro magnético (núcleo).

### 4.3 – Perdas no Núcleo

As perdas por correntes de Foucault não dependem do nível total de fluxo em condições de dupla excitação mas sim somente das parcelas variáveis no tempo, bem como das respectivas taxas de variação. É conhecido que, sob dupla excitação, o transformador opera na região saturada e o fluxo deixa de ser senoidal e passa a apresentar algum conteúdo harmônico. Entretanto, esta distorção harmônica é pouco significativa e sua influência é praticamente desprezível. Além disto, para as harmônicas de ordem superior, a reação causada pelas correntes parasitas fazem com

que a indução magnética não seja uniforme apresentando-se menor no centro das lâminas de aço. Isto implica em um efeito ainda menor das correntes harmônicas induzidas sobre as perdas por correntes parasitas [02].

O grande desafio da indústria de equipamentos elétricos está no domínio do equilíbrio entre o custo e desempenho. Durante a última década, o progresso industrial na área de dielétricos, materiais condutores e ferromagnéticos, permitiram aos fabricantes de equipamentos elétricos um aumento nas densidades corrente e de fluxo, possibilitando assim uma redução de volume e uma melhoria na eficiência dos mesmos.

Avanços computacionais em “hardware” e “software”, permitiram a transição de projetos semi-empíricos em rigorosos métodos científicos que possibilitam a precisa previsão do desempenho e vida útil dos equipamentos.

Com algumas exceções, a maioria dos dispositivos elétricos usados em sistemas de potência, são projetados para operar com tensão e corrente senoidais. Quando o sistema de potência é poluído por correntes não senoidais, as perdas ativas aumentam e as unidades expostas são deterioradas ou podem ter vida útil reduzida[05].

Sob efeito da dupla excitação CA/CC, os fluxos magnéticos que atravessam os núcleos de ferro são distorcidos, e na maioria dos casos, apresentam um conteúdo harmônico com predominância das ordens.

#### 4.3.1 – Condição de Fluxo Senoidal

As perdas no núcleo são geradas por dois fatores:

1. Característica física do material magnético.
2. Geometria do circuito magnético.

A qualidade do material magnético para utilização em corrente alternada, é avaliada principalmente sob o ponto de vista das perdas específicas.

$$P = P_H + P_E \quad (\text{W/kg}) \quad (4.1)$$

Onde,

$P_H$  = perdas por histerese

$P_E$  = perdas por correntes parasitas.

Quando o fluxo é senoidal, as expressões abaixo são utilizadas para as perdas específicas:

$$P_H = \eta \cdot f \cdot B^s \quad (4.2)$$

$$P_E = \lambda \cdot f \cdot B^2 \quad (4.3)$$

onde,

- B = amplitude da indução magnética (T)  
 f = frequência (Hz)  
 s = coeficiente Steinmetz (s=1,6 a 1,8)  
 $\eta, \lambda$  = constante dependente do tipo de material e espessura das lâminas.

Um projeto de transformadores baseia-se nas seguintes relações:

$$P_H = \alpha \cdot (B/10000) + \beta \cdot (B/10000)^2 \cdot f/100$$

$$P_H = \varepsilon \cdot (B/10000)^2 \cdot f/100 \quad (\text{W/kg}) \quad (4.4)$$

$$P_E = \sigma \cdot (f/100) \cdot (B/10000)^2 \quad (\text{W/kg}) \quad (4.5)$$

Onde, a indução magnética B é medida em Gauss. Para as constantes utilizadas, os seguintes valores são adotados:

- $\alpha$  = 0,05 a 0,7 (W/kg)  
 $\beta$  = 0,50 a 3,0 (W/kg)  
 $\varepsilon$  = 0,55 a 0,7 (W/kg) (é usado somente para B > 10000 G)  
 $\sigma$  = 0,20 a 5,0 (W/kg)

Os menores valores adotados para as constantes correspondem aos núcleos que utilizam grandes quantidades de lâminas.

### 4.3.2 – Condição de Fluxo Não-Senoidal

Quando os transformadores são submetidos a condições de alimentação não senoidais, podemos escrever a seguinte relação,

$$v(\omega t) = \sum \sqrt{2} \cdot V_n \cdot \sin(n\omega t + \theta_n) ; v(0) = v(\pi) = 0$$

Isto produz uma indução magnética dada pela seguinte equação:

$$B(\omega t) = \frac{-1}{N \cdot A \cdot \omega} \cdot \sum \frac{\sqrt{2} \cdot V_n}{n} \cdot \cos(n \cdot \omega t + \theta_n) \quad (4.6)$$

sendo,

- N = número de espiras
- A = área equivalente da seção transversal
- $\omega = 2 \cdot \pi \cdot f$
- n = ordem harmônica

A amplitude desta indução magnética pode ser calculada como:

$$\hat{B}(\omega t) = \frac{1}{2 \cdot N \cdot A \cdot \omega} \cdot \int_0^\pi v(\omega t) \cdot d(\omega t) = \pi \cdot V_{me} / 2 \cdot N \cdot A \cdot \omega \quad (4.7)$$

sendo proporcional a tensão média de um semi-ciclo, ou seja,

$$V_{me} = \frac{2 \cdot \sqrt{2}}{\pi} \cdot \sum \frac{V_n}{n} \cdot \cos \theta_n \quad (4.8)$$

As figuras 4.1a e 4.1b ilustram as curvas resultantes para as induções magnéticas. Verifica-se que a variação da indução magnética é proporcional a curva de tensão.

### 4.3.3 – Perdas por Histerese

As perdas por histerese dependem da relação entre o grau de distorção da tensão pela variação do fluxo magnetizante. Um exemplo desta dependência é ilustrado na figura 4.1a, onde temos a onda de tensão cruzando o zero da tensão somente uma vez a cada semi-ciclo, gerando apenas um ciclo de histerese. Se a forma de onda da tensão cruza o zero da tensão mais de uma vez, figura 4.1b, então a curva da indução magnética  $B$  mudará o sinal a cada cruzamento por zero e os laços secundários de histerese serão gerados dentro do principal laço de histerese.

As figuras 4.1a e 4.1.b ilustram a relação entre a distorção de tensão e a geração do ciclo de histerese sob duas condições:

- (a) Tensão distorcida com uma única passagem por zero durante um ciclo.  
 (b) Tensão distorcida com cinco passagens por zero durante um ciclo.

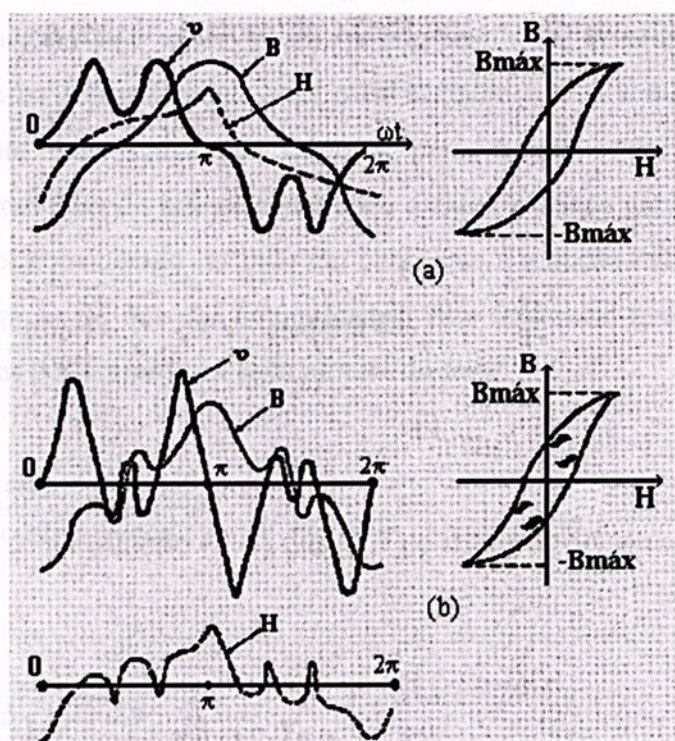


Fig 4.1 – Ondas de Tensão não senoidais, indução e campo magnético e os ciclos de histerese

Em uma situação prática, encontramos no sistema de potência tensões distorcidas que raramente excedem 10% e, somente em casos extremos, poderá ser considerado. A própria norma estabelece índices de distorção total para as tensões não superiores a 5%. Para este caso, a constante de Steinmetz pode ser aplicada a casos não

senoidais, substituindo (4.7) e (4.8) em (4.2), resulta,

$$P_{HN} = n.f \left( \frac{2.\sqrt{2}}{\pi} \cdot \sum \frac{V_n}{n} \cdot \cos \theta_n \right)^2 \quad (4.9)$$

Normalizando as perdas por histerese com as respectivas perdas de tensões senoidais resulta:

$$P_H^* = P_{HN} / P_H = \left( \sum \frac{V_n}{n.V} \cdot \cos \theta_n \right)^2 \quad (4.10)$$

#### 4.3.4 – Perdas por Corrente Parasita

Considerando agora os fluxos não senoidais, as equações (4.3) e (4.5) podem ser aplicadas separadamente para cada harmônica, e o resultado somado para obter a resultante das perdas por corrente parasita em ondas distorcidas. Para componentes harmônicas de ordens superiores, o fluxo reativos gerado pelas correntes parasitas, deve ser considerado levando em conta que a indução magnética B é menor no centro das lâminas do que nas extremidades. Este fenômeno terá conseqüências na redução das perdas por corrente parasita através do fator:

$$k_n = \frac{3}{Z_n} \cdot \frac{\sinh Z_n - \sin Z_n}{\cosh Z_n - \cos Z_n} \quad (4.11)$$

sendo,

$$Z_n = \Delta \sqrt{\pi \cdot \mu \cdot \gamma \cdot f \cdot n}$$

$\Delta$  = espessura da lâmina(m)

$\mu$  =  $4 \cdot \pi \cdot 10^{-7} \cdot \mu_r$  ( $\Omega \cdot s/m$ )

$\mu_r$  = permeabilidade relativa

$\gamma$  = condutividade ( $\Omega \cdot m$ )<sup>-1</sup>

f = freqüência (Hz)

n = ordem harmônica.

A laminação usualmente utilizada tem  $\Delta < 5 \cdot 10^{-4}$  m e condutividade  $\gamma$  entre  $10^6$  e  $10^7$  ( $\Omega \cdot \text{m}$ )<sup>-1</sup>. Na frequência fundamental,  $Z_1 < 2$ , com fator  $k_1 \cong 1,0$ . Para as harmônicas de ordem superior será considerado que  $Z_n = Z_1 \cdot \sqrt{n}$  e que  $k_n$  decresce drasticamente.

Utilizando a equação (4.3), podemos calcular as perdas por correntes parasitas em sistema não senoidal através da seguinte expressão:

$$P_{EN} = \lambda \cdot f^2 \cdot \sum n^2 \cdot \hat{B}_n^2 \cdot k_n \quad (4.12)$$

A relação entre as perdas normalizada e a senoidal será:

$$P_E^* = P_{EN} / P_E = \sum n^2 \cdot \hat{B}_n^2 \cdot k_n / B^2 \cdot k_1 \quad (4.13)$$

Considerando a hipótese de que  $\hat{B}_n \approx V_n$ , a equação 4.13 pode ser escrita em função das tensões harmônicas, ou seja:

$$P_E^* = V_1 \cdot \sum n^2 \cdot (V_n / V_1)^2 \cdot k_n / V^2 \cdot k_1 \quad (4.14)$$

$$P_E^* = \sum n^2 \cdot (V_n / V_1)^2 \cdot k_n / k_1 \cdot (1 + TDH^2) \quad (4.15)$$

Resultados práticos mostram que quando  $TDH < 5\%$ , pode ser esperado um aumento nas perdas por corrente parasita não superiores a 3%. Nos núcleos magnéticos dos transformadores de potência, este valor pode chegar a 10%. Neste caso, as perdas por correntes parasitas podem exceder as perdas por histerese atingindo valores intoleráveis [05].

#### 4.3.5 – Relação entre a Densidade de Fluxo Máximo e Tensão Média

A análise da relação entre a densidade de fluxo máximo e a tensão média é necessária para verificar o comportamento do fluxo magnetizante devido a uma onda

senoidal distorcida.

A partir da equação (4.6), consideremos que a densidade de fluxo assuma a seguinte relação:

$$B = B_1 \cdot \text{sen } \omega t + B_n \cdot \text{sen } n \cdot (\omega t + \theta_n) \quad (4.16)$$

Onde  $B_1$  e  $B_n$  são amplitudes da fundamental,  $n$  é a ordem harmônica e  $\theta_n$  é o respectivo ângulo de fase. Chamando a frequência fundamental de ( $f$ ), o número de espiras de ( $N$ ) e a seção transversal da área do núcleo de ferro igual a ( $A$ ), e assumindo uma densidade de fluxo distribuída uniformemente por inteiro na seção transversal, o valor eficaz da amplitude de tensão será dada por:

$$V_{\text{efi}} = V_{ef} = \sqrt{2} \cdot \pi \cdot f \cdot N \cdot A \cdot \sqrt{B_1^2 + (n \cdot B_n)^2} \quad (4.17)$$

A figura 4.2, mostra as curvas do fluxo distorcido e da forma de onda de tensão:

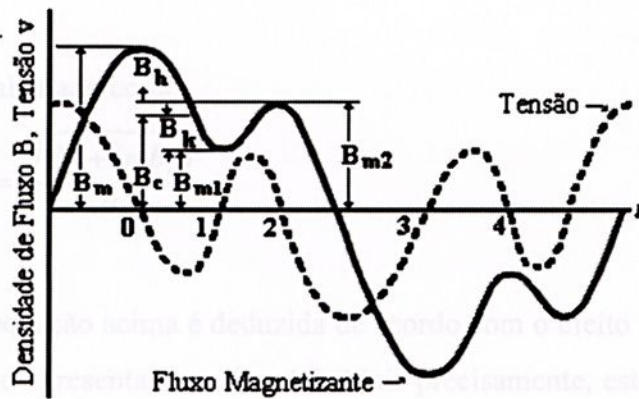


figura 4.2 - Relação entre onda de fluxo distorcido e a forma de onda de tensão

Pela figura 4.2, se a densidade de fluxo  $B$  é apresentada com o valor máximo  $B_m$ , o mínimo local  $B_{m1}$  e local máximo  $B_{m2}$  e é simétrica com o respectivo eixo do tempo, então o valor médio  $V_{me}$  da amplitude de tensão  $v$  é dada de acordo com a definição convencional obtida pela equação (4.18):

$$V_{me} = \left| \frac{2}{T} \cdot \int_0^{T/2} v \cdot dt \right| = \frac{2}{T} \cdot \left| \int_0^1 v \cdot dt + \int_1^2 v \cdot dt + \int_2^3 v \cdot dt \right| \quad (4.18)$$

Observando que a tensão  $v$  assume picos elevados nos pontos 1 a 2, a equação (4.18) pode ser reescrita como:

$$\bar{V} = \frac{2}{T} \left| \int_0^1 v \cdot dt - \int_1^2 v \cdot dt + \int_2^3 v \cdot dt \right| = 4 \cdot f \cdot N \cdot A \cdot |B_m - B_{m1} + B_{m2}| \quad (4.19)$$

De outro modo, por definição, o fator da forma de onda, FF, pode ser calculado pelas equações (4.17) e (4.19), ou seja:

$$FF = V_{ef} / \bar{V} = \frac{\pi}{2 \cdot \sqrt{2}} \cdot \frac{\sqrt{B_1^2 + (n \cdot B_n)^2}}{|B_m - B_{m1} + B_{m2} \dots|} \quad (4.20)$$

Sob o enfoque da análise das perdas no ferro, a equação (4.20) não é a mais recomendada, sendo que para isto é necessário ser redefinida, como demonstrada na equação (4.21) abaixo:

$$FF = \frac{\pi}{2 \cdot \sqrt{2}} \cdot \frac{\sqrt{B_1^2 + (n \cdot B_n)^2}}{B_m} = \frac{\pi}{2 \cdot \sqrt{2}} \cdot F \quad (4.21)$$

onde o fator F é calculado como:

$$F = \frac{\sqrt{B_1^2 + (n \cdot B_n)^2}}{B_m} \quad (4.22)$$

A equação acima é deduzida de acordo com o efeito da variação do fluxo magnético, como o apresentado na fig. 4.2. Mais precisamente, esta contém a curva de histerese do menor ciclo. Se a curva de histerese contém dois ou mais ciclos menores, então a equação (4.19) fica sem sentido. Reescrevendo a equação (4.20), obtemos a equação (4.23), como segue:

$$\bar{V} = 4 \cdot f \cdot N \cdot A \cdot B_m \cdot (1 + 2 \cdot B_k / B_m) \quad (4.23)$$

Conclui-se então que a tensão média é indiferente da posição de  $B_c$  do menor ciclo se a relação da densidade de fluxo magnetizante  $B_m$  e o menor ciclo do fator amplitude  $B_k/B_m$  for constante.

#### 4.3.6 – Análise da Forma de Onda Distorcida

No estudo das perdas é necessário que se faça uma análise dos efeitos da amplitude e do ângulo de fase das ordens harmônicas, das densidades de fluxo máximo, da tensão eficaz, do tipo de forma de onda, do fator de distorção e da amplitude do ciclo de histerese.

Maximizando  $B$  na equação (4.16) com relação a  $t$  e, desprezando as perdas, o máximo valor alcançado por  $B_m$  será:

$$B_m = G(B_1, B_n, \theta_n) = 1 \quad (4.24)$$

Se a densidade de fluxo máximo for multiplicada por  $k_n$ , fator da equação(4.11), então a seguinte relação pode ser obtida,

$$k_n \cdot B_m = G(k_1 B_1, k_n B_n, \theta_n) \quad (4.25)$$

Desde que esta dificuldade se resolva analiticamente (4.16), fica estabelecido  $B_1 = 1$  e a mudança de  $B_n$  para a medida de 0,001 e  $\theta_n$  para a medida do 1° cálculo da densidade de fluxo máximo  $B_m$ , efeito da densidade de fluxo, fator da forma de onda e distorção, amplitude do ciclo  $B_k$ , e posição média  $B_c$  do menor ciclo. Desse modo, a quantidade de cálculos é normalizada usando eq. (4.25). Como é claramente apresentado na figura 4.2, a amplitude do menor ciclo  $B_k$  e a posição média  $B_c$  do menor ciclo pode ser calculado pela  $B_m$ ,  $B_{m1}$  e  $B_{m2}$ . A condição crítica do menor ciclo gerado é também obtido na procura pelas condições que produzam  $B_k \approx 0$ .

As perdas férreas em  $P$ (W/kg) em lâminas consiste em perdas por histerese  $P_H$  (W/kg) e perdas por correntes parasitas  $P_E$  (W/kg). Ele é expresso pela seguinte forma:

$$P = P_H + P_E \quad (4.26)$$

$$P_H = P_{Hj}(B_m) + 2 \cdot \sum P_{Hi}(B_H, B_c, B_m, \zeta) \quad (4.27)$$

$$P_E = P_{E1}(V_{ef}) = P_{E2}((\sqrt{B_1^2 + (nB_n^2)}) \quad (4.28)$$

O primeiro termo de (4.27) representa a perda por histerese causada pelo maior ciclo e o segundo termo é causado pelo menor ciclo;  $\zeta$  significa que o menor ciclo inferior estudado está adiantado ou atrasado do maior ciclo de histerese. Também  $P_{Hi}$  representa a perda por histerese causada pelo menor ciclo  $i$ . Embora não especificada a exata forma das funções,  $P_{Hj}$ ,  $P_{Hi}$  e  $P_{Ei}$ , assumem este incremento com  $B_m$ ,  $B_k$  e  $V_{ef}$ .

Quando medimos as perdas férreas de um transformador,  $B_m$  e  $\theta_n$  são constantes preservadas e  $B_1$  e  $B_n$  são modificadas. Porém, em muitos casos, algumas relações são definidas por  $B_1$ ,  $B_n$  e  $\theta_n$ .

Se a densidade de fluxo máximo for constante, as perdas por histerese produzidas pelo maior ciclo será constante e as ondas distorcidas influenciarão sem alterá-las[06].

#### 4.3.7 – Relações de Corrente x Potência na Medição de Perdas no Núcleo

Considerando a magnetização de um transformador de 3-colunas, vemos que a coluna central tem um caminho magnético que é menor que os caminhos das duas colunas exteriores, causando um desequilíbrio nas amplitudes das correntes magnetizantes.

A figura 4.3 ilustra as configurações de núcleos para transformadores trifásicos de três colunas e para bancos trifásicos constituídos de unidades monofásicas:

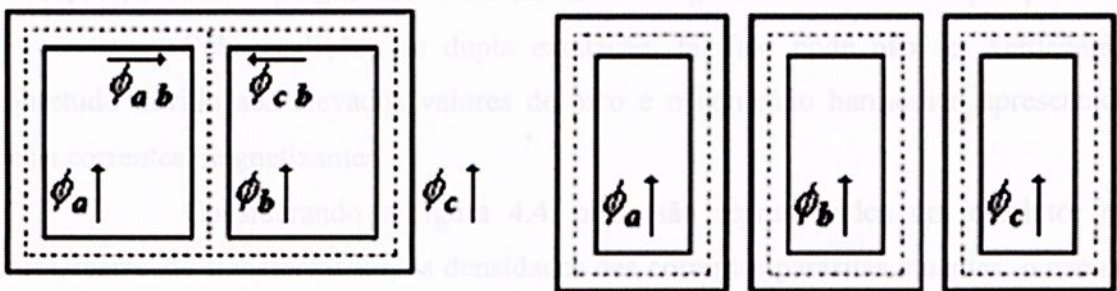


Figura 4.3 – Representação do núcleo do transformador trifásico e banco trifásico

Se as perdas no núcleo são medidas pelo método de dois watímetros, devido ao baixo fator potência do material do núcleo, uma imprecisão na leitura dos dois watímetros deve ser considerada. Para as densidades de fluxo mais elevadas, as duas leituras apresentam uma diferença relativamente pequena, e que quando consideradas

individualmente, acaba sendo maior que a perda total no ferro do núcleo. A necessidade de considerar esta diferença surge quando as correntes magnetizantes são iguais, por exemplo, se forem substituídos três transformadores monofásicos iguais por um transformador de 3 colunas. Porém, no caso do núcleo de três colunas onde há assimetria magnética, se considerarmos a sequência de fase das tensões e correntes, os dois watímetros poderão ser conectados de três modos diferentes e, como consequência serem obtidas três leituras diferentes.

Alternativamente, o método de 3-watímetros é sempre recomendado quando ocorre essas desigualdades nas correntes magnetizantes.

Se os watímetros têm um erro de ângulo de fase, devido a constante de tempo da tensão do circuito, acontecerão erros nas leituras sendo que este se acentua a medida em que o fator de potência diminui. Todos os métodos de medidas mencionados, exceto o que utiliza o watímetro fase central, operarão com fatores de potência diferentes devido ao material do núcleo. Além disso, a medida com dois watímetros apresenta para aquele com a leitura mais alta um fator de potência atrasado enquanto o outro terá o fator de potência adiantado.

Figura 4.4 – Condição de um campo CA

#### 4.4 – Perdas no Cobre

As perdas no cobre em um transformador de potência quando operando sob condições normais situam-se entre 0,5% à 2% de sua potência nominal. Nestas condições, a corrente magnetizante tem um efeito insignificante na sua composição.

Sob condições de dupla excitação, tal fato pode não ser verdadeiro, sobretudo devido aos elevados valores de pico e o conteúdo harmônico apresentado pelas correntes magnetizantes.

Considerando a figura 4.4, onde são representados um condutor do enrolamento do transformador, as densidades das correntes parasitas atuantes, o campo reativo e sua distribuição ao longo do condutor, temos:

- (a) Geometria
- (b) Distribuição da Densidade de Corrente Parasita
- (c) Campo Reativo
- (d) Distribuição Resultante do Campo ao Longo do Condutor

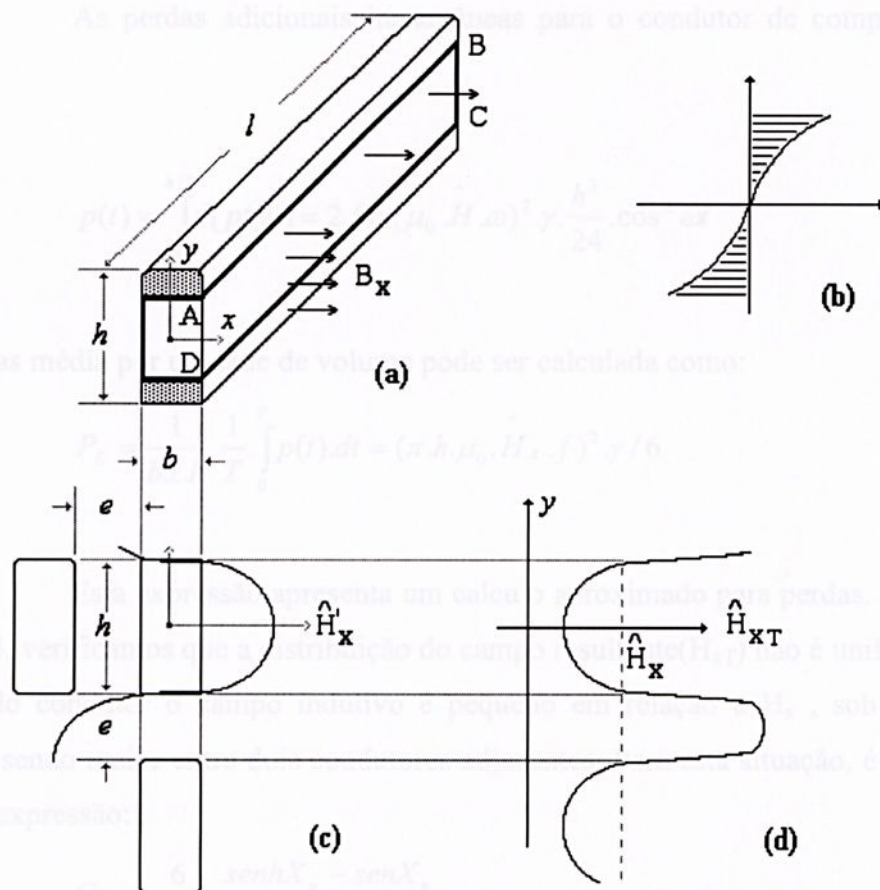


Figura 4.4 - Condutividade de um campo CA

O enrolamento dos transformadores são “imersos” em um campo magnético alternado gerado pela própria bobina. Conseqüentemente, correntes parasitas circularão nos condutores. Considerando a seção transversal dos condutores retangulares de condutividade  $\gamma$ , exposto a uma indução horizontal do tipo:

$$B_x = \hat{B}_x \cdot \text{sen} \omega t \quad (4.29)$$

perpendicular ao lado  $h$ , verificando uma indução  $e_{mf}$  no lado ABCD, temos:

$$v = \frac{d}{dt} (2 \cdot y \cdot l \cdot \hat{B}_x \cdot \text{sen} \omega t) = 2 \cdot l \cdot \mu_0 \cdot \hat{H}_x \cdot \omega \cdot y \cdot \text{cos} \omega t \quad (4.30)$$

Desprezando as indutâncias do lado ABCD, as perdas adicionais (corrente parasita) neste lado de resistência  $R = 2 \cdot l / \gamma \cdot b \cdot (dy)$  será:

$$d[p(y)] = 2 \cdot l \cdot (\mu_0 \cdot \hat{H}_x \cdot \omega \cdot y)^2 \gamma \cdot b \cdot (dy) \cdot \text{cos}^2 \omega t \quad (4.31)$$

As perdas adicionais instantâneas para o condutor de comprimento  $\ell$  será:

$$p(t) = \int_0^{h/2} d[p(y)] = 2 \cdot \ell \cdot b \cdot (\mu_0 \cdot \hat{H} \cdot \omega)^2 \cdot \gamma \cdot \frac{h^3}{24} \cdot \cos^2 \omega t \quad (4.32)$$

e as perdas média por unidade de volume pode ser calculada como:

$$P_E = \frac{1}{b \cdot \ell \cdot h} \cdot \frac{1}{T} \cdot \int_0^T p(t) \cdot dt = (\pi \cdot h \cdot \mu_0 \cdot \hat{H}_x \cdot f)^2 \cdot \gamma / 6 \quad (4.33)$$

Esta expressão apresenta um calculo aproximado para perdas. Através da figura 4.4, verificamos que a distribuição do campo resultante ( $H_{xT}$ ) não é uniforme e, no interior do condutor o campo indutivo é pequeno em relação a  $H_x$ , sob condições normais, sendo maior entre dois condutores adjacentes. Para esta situação, é aplicado a seguinte expressão:

$$C_{nx} = \frac{6}{X_n^3} \cdot \frac{\sinh X_n - \text{sen} X_n}{\cosh X_n - \cos X_n} \quad (4.34)$$

onde

$$X_n = h \cdot \sqrt{\pi \cdot \mu_0 \cdot f \cdot \gamma' \cdot n};$$

$$\mu_0 = 4 \cdot \pi \cdot 10^{-7} \text{ (}\Omega \cdot \text{s / m)}$$

$$\gamma' = \gamma \cdot h / (h + e)$$

Como os condutores são expostos a um campo radial  $B_x$  e um axial  $H_y$  e a relação matemática completa para as perdas geradas por um campo de frequência  $n f$  será:

$$P_{EN} = (\pi \cdot \mu_0 \cdot n \cdot f)^2 \cdot \left[ (h \cdot \hat{H}_{xn})^2 \cdot C_{nx} + (b \cdot \hat{H}_{yn})^2 \cdot C_{ny} \right] \cdot \gamma / 6 \quad (4.35)$$

A função  $C_{nx}$  é idêntica à equação (4.11), exceto o termo  $h$  que é substituído por  $b$  de acordo com a figura 4.4.

Usualmente, pode ser escrita a seguinte relação:

$$\frac{\hat{H}_{xn}}{\hat{H}_{x1}} = \frac{\hat{H}_{yn}}{\hat{H}_{y1}} = \frac{I_n}{I_1} \quad (4.36)$$

onde  $I_n$  é a corrente harmônica de ordem  $n$  e  $I_1$  é a fundamental. O resultado das perdas por correntes parasitas causados pelo campo axial e radial será:

$$P_{ENy} = (\pi \cdot \mu_0 \cdot f \cdot b / \sqrt{6})^2 \cdot \gamma \cdot H_{y1}^2 \cdot \sum n^2 \cdot (I_n / I_1)^2 \cdot C_{ny} \quad (4.37)$$

$$P_{ENx} = (\pi \cdot \mu_0 \cdot f \cdot b / \sqrt{6})^2 \cdot H_{x1}^2 \cdot \sum n^2 \cdot (I_n / I_1)^2 \cdot C_{nx} \quad (4.38)$$

Normalizando estas perdas por correntes parasitas com as respectivas perdas senoidais, as perdas axiais podem ser calculadas:

$$P_{Ecy}^* = \frac{1}{1 + TDH_I^2} \cdot \sum (n \cdot I_n / I_1)^2 \cdot C_{ny} / C_{1y} \quad (4.39)$$

onde  $TDH_I^2 = \sum_{n \neq 1} (I_n / I_1)^2 \cdot C_{ny} / C_{1y}$  é o fator de distorção total da corrente.

Em muitas aplicações, a razão  $C_{ny}/C_{1y}$  é ignorada. Para enrolamentos feitos com condutores retangulares, esta aproximação conduzirá para um resultado sobconservativo.

Uma equação similar a (4.39) pode ser usada para o campo axial. Em transformadores, o campo axial é quase uniforme próximo ao enrolamento. O campo radial, porém, varia próximo ao enrolamento e apresenta um máximo na extremidade do mesmo. O ponto mais quente é localizado na extremidade superior dos enrolamentos devido a alta temperatura do óleo.

Em transformadores de potência, com  $b < h$ , as perdas geradas por correntes parasitas, devido aos fluxos dispersos nas extremidades dos enrolamentos, são substancialmente elevadas com relação as perdas no centro dos mesmos onde  $H_x \cong 0$ .

As correntes harmônicas aumentam a dispersão do fluxo provocando um aumento na temperatura dos pontos mais quentes, fazendo com que ocorra um envelhecimento mais acelerado da isolação.

Para calcular as perdas totais dispersas nos enrolamentos deve ser considerada a distribuição deste campo disperso, e adicionar as perdas totais de todo o enrolamento.

Cálculos e dimensionamento mais preciso da perdas envolvem um conhecimento completo da distribuição tridimensional dos campos.

O impacto da distorção da corrente deve ser avaliada levando em conta considerações sobre as perdas totais dos enrolamentos. Na frequência fundamental, pode ser escrito que:

$$P_c = P_{dc} + P_{ac} = P_{dc} (1 + X_1) \quad (4.40)$$

onde:

$$P_{dc} = j^2 / \gamma \quad (\text{w/m}^3) \quad (4.41)$$

São perdas básicas:

$j^2$  = densidade de corrente e,

$X_1 = P_{ac}/P_{dc}$  = fator de perdas dispersas à 60Hz

Quando a corrente é distorcida, a densidade de corrente rms torna-se:

$$j_N^2 = j_1^2 \cdot \sum (I_n / I_1)^2$$

As perdas totais serão calculadas como:

$$P_{cN} = j_1^2 \cdot \sum (I_n / I_1)^2 \cdot \left[ 1 + X_1 \cdot \frac{\sum (n \cdot I_n / I_1)^2 \cdot C_n / C_1}{\sum (I_n / I_1)^2} \right] / \gamma \quad (4.42)$$

Assumindo  $j_N = j$  e dividindo a equação (4.42) pela equação (4.40), e normalizando as perdas nos enrolamentos, podemos escrever:

$$P_c^* = (1 + X_1) \cdot \left[ \sum (n I_n / I_1)^2 \cdot C_n / C_1 \right] / \sum ((I_n / I_1)^2) / (1 + X_1) \quad (4.43)$$

O estudo desta função permiti estimar o aumento das perdas nos enrolamentos para as correntes harmônicas.

Quando é exigida a conservação dos valores de perdas totais para uma componente (n) qualquer, estabelece-se a condição  $P_c = P_{cN}$ , que resulta:

$$(1 + X_1) \cdot j^2 / \gamma = \left[ 1 + X_1 \cdot \frac{\sum (n I_n / I_1)^2 \cdot C_n / C_1}{\sum (I_n / I_1)^2} \right] \cdot j_N^2 / \gamma \quad (4.44)$$

e, conservando uma tensão harmônica distorcida ( $TDH < 10\%$ ), a potência aparente é proporcional a densidade de corrente, assim, sendo:

$$S \sim j \text{ e } S_N \sim j_N$$

Onde  $S$  é a potência na unidade de (MVA) à 60Hz inferior a condição senoidal, e  $S_N$  é a potência inferior a corrente não senoidal no qual provocará a mesma perda  $S$ .

Neste caso, a relação será:

$$S_N / S = j_N / j = \sqrt{1 / P_c^*} \quad (4.45)$$

É interessante notar que quanto maior o comprimento do condutor, o efeito da distorção de corrente será menor nas perdas por correntes parasitas. A explanação é baseada nos resultados em campos reativos gerados por correntes parasitas nos condutores.

#### 4.4.1 – Efeito da Frequência nas Resistências dos Enrolamentos

Os parâmetros elétricos representados no circuito equivalente dos transformadores, usualmente são adotados como parâmetros invariáveis com a frequência. Nos estudos relacionados com frequências variáveis e maiores que a dos sistemas de distribuição merecem atenção especial. De fato, a medida em que a frequência varia, as resistências e indutâncias podem sofrer significativas alterações.

Existem dois fenômenos físicos que se manifestam simultaneamente nos enrolamentos de um transformador e que afetam o valor da sua resistência [03]:

##### (a) Efeito Skin

A resistência dos condutores é, sem dúvida, a grande responsável pelas perdas de energia em um condutor, sendo definida pela razão entre a potência dissipada no condutor e corrente eficaz. Assim, a resistência efetiva só será igual a resistência em corrente contínua quando houver uma distribuição uniforme. Entretanto, essa distribuição uniforme de corrente só ocorre quando se trata de corrente contínua.

Em corrente alternada, a desuniformidade se torna mais acentuada. Para baixas frequências, tal diferença pode não ser importante, entretanto, pode aumentar significativamente com o aumento da frequência. Podemos dizer, então, que existem duas componentes para a resistência em um condutor: a resistência CC e a resistência CA. Esse fenômeno é chamado de efeito pelicular.

Em um condutor de seção circular, em geral, a densidade de corrente aumenta do interior para a superfície externa. Esse efeito é bastante pronunciado em condutores de maior seção, e, para elevadas frequências, o efeito pelicular altera completamente tanto a resistência quanto a reatância. Se admitirmos que o condutor considerado contenha diferentes filamentos longitudinais normais à seção do condutor, aqueles situados na superfície não são concatenados pelo fluxo interno, de tal forma que o fluxo concatenado com um filamento próximo à superfície será menor que o concatenado com um filamento mais interno. Qualitativamente, pode-se dizer que o efeito pelicular é o resultado da não uniformidade da indutância própria através das seções retas do condutor. A equação (4.46), mostra quantitativamente a densidade de corrente através de um condutor de uma forma simplificada. A Figura 2.5 representa um detalhe do bloco condutor em sua distribuição tridimensional:

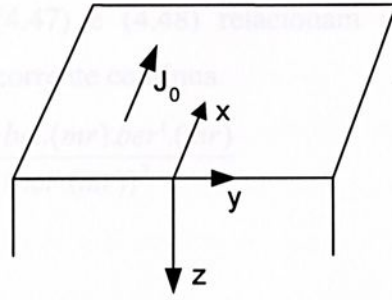


Figura 4.5 - Detalhe do bloco condutor.

$$J(z,t) = J_0 \cdot e^{\frac{-z}{\gamma}} \cdot \cos(\omega \cdot t - \frac{z}{\gamma}) \quad (4.46)$$

onde,

$J_0 \cdot e^{\frac{-z}{\gamma}}$  é a amplitude da onda cosseno e,  $\frac{-z}{\gamma}$  é a fase. A expressão abaixo calculo o coeficiente de penetração ou seja,

$$\gamma = \frac{1}{\sqrt{\pi \cdot f \cdot \mu \cdot \sigma}}$$

onde,

$f$  = frequência

$\mu$  = permeabilidade magnética

$\sigma$  = condutividade

A Figura 2.6 representa a distribuição da densidade de corrente da extremidade para o interior (esquerda para direita) do condutor de acordo com a equação (4.46).

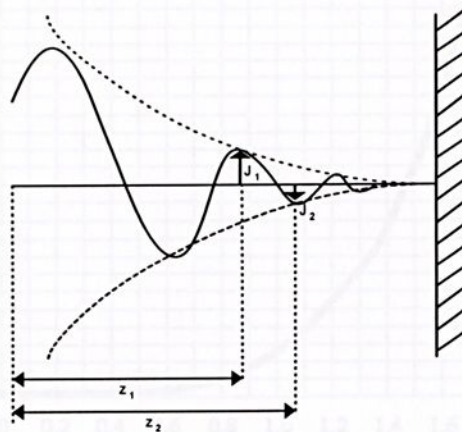


Figura 4.6 - Detalhe da profundidade de penetração da densidade de corrente.

As expressões (4.47) e (4.48) relacionam a resistência em corrente alternada com a resistência em corrente contínua.

$$\frac{R_N}{R_{CC}} = \frac{mr}{2} \cdot \frac{ber.(mr).bei'.(mr) - bei.(mr).ber'.(mr)}{(bei'.(mr))^2 + (ber'.(mr))^2} \quad (4.47)$$

sendo:

$$mr = 15,84 \cdot 10^{-4} \sqrt{\frac{\mu_{rc} \cdot f \cdot n}{R_{cc}}} \quad (4.48)$$

$R_n$  - resistência do condutor na frequência  $n$ f;

$R_{cc}$  - resistência do condutor à corrente contínua [ $\Omega/m$ ];

$ber$  - parte real da função de Bessel;

$bei$  - parte imaginária da função de Bessel;

$ber'$  - derivada de  $ber$ ;

$bei'$  - derivada de  $bei$ ;

$\mu_{rc}$  - permeabilidade relativa do cobre;

A relação entre  $\frac{R_n}{R_{cc}}$  para diferentes valores de  $mr$ , é ilustrada na figura 4.7:

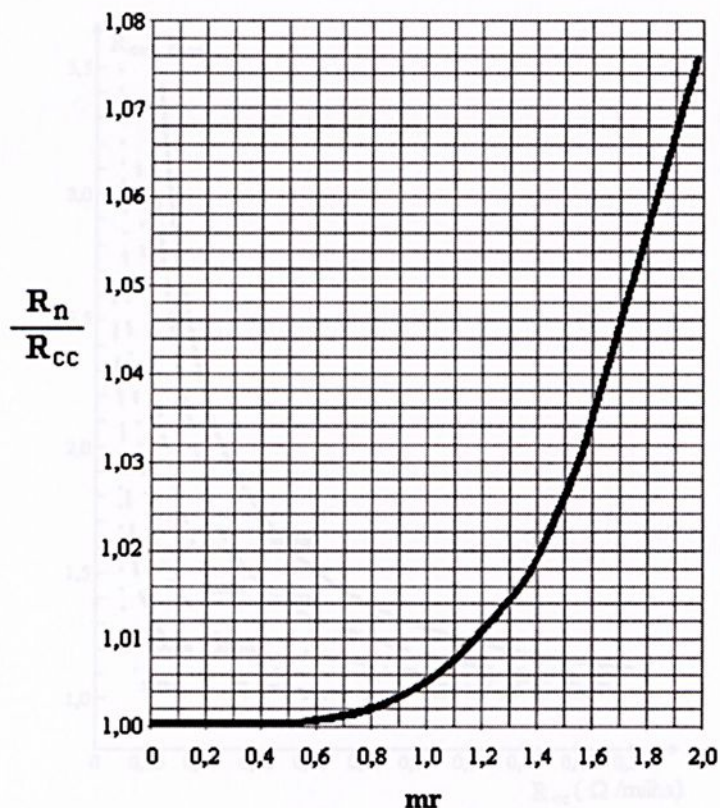


Figura 4.7 – Relação  $R_n/R_{cc}$  em função do parâmetro  $mr$ .

A equação (4.49) é uma fórmula alternativa para se determinar as variações da resistência efetiva em função da frequência.

Pode-se observar que a resistência efetiva aumenta com a frequência, sendo que tal comportamento é mais intenso conforme o incremento em  $mr$ . A utilização adequada da expressão (4.46) implica na consideração de cerca de 10 a 15 termos das séries que expressam as funções de “bessel”. Por esta razão, existem expressões alternativas para determinar as variações da resistência efetiva em função da frequência. Um exemplo típico é o que sugerem as seguintes expressões:

$$\frac{R_n}{R_{cc}} = 1 + 8,522 \cdot 10^{-8} \left( \frac{n \cdot f}{R_{cc}} \right)^2 - 5,81 \cdot 10^{-15} \left( \frac{n \cdot f}{R_{cc}} \right) \text{ para } 0 < \frac{n \cdot f}{R_{cc}} \leq 1350 \quad (4.49)$$

$$\frac{R_n}{R_{cc}} = 0,25 + 0,255 \cdot \sqrt{\frac{n \cdot f}{R_{cc}}} + 2,0846 \cdot \frac{1}{\sqrt{\frac{n \cdot f}{R_{cc}}}} \text{ para } \frac{n \cdot f}{R_{cc}} > 1350 \quad (4.50)$$

A relação  $\frac{R_{ca}}{R_{cc}}$ , sendo  $R_{ca} = R_n$ , para diferentes valores de  $R_{cc}$  e  $n$ , são

apresentados a seguir na figura 4.8:

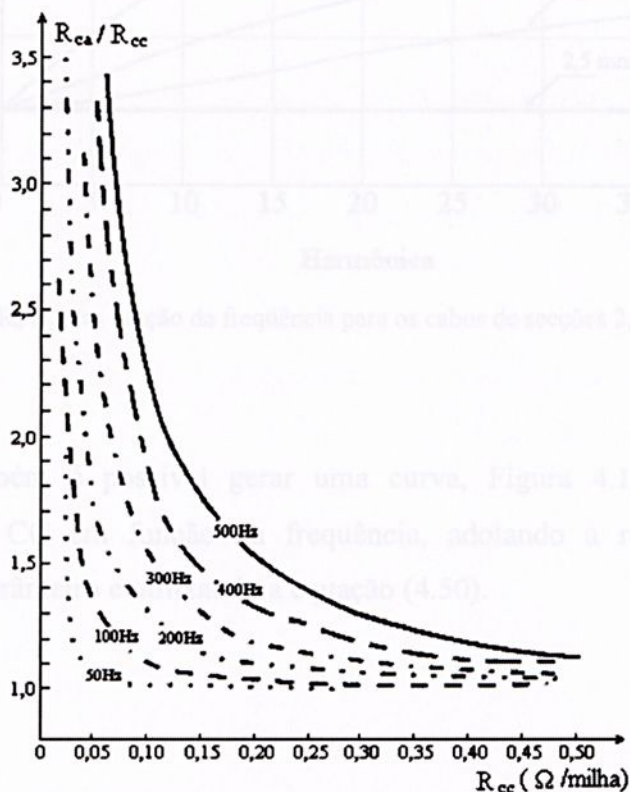


Figura 4.8 – Efeito da frequência na resistência dos condutores.

A variação da resistência de um condutor, devido ao efeito pelicular em função da raiz quadrada da ordem harmônica, aparece em diversas referências, entre elas [03]. Neste sentido, existe uma recomendação para se considerar a variação com a frequência através de um fator  $\sqrt{n}$ , de tal forma que:

$$\frac{R_n}{R_{cc}} = \sqrt{n} \quad (4.51)$$

Na Figura 4.9 é mostrada a curva da relação de resistência (CA e CC), para diferentes valores de  $R_{cc}$  e frequências harmônicas. Pode ser observado através desta figura que à medida em que a frequência aumenta, a resistência efetiva aumenta. Vale também salientar que, para baixas frequências, a resistência CA se aproxima da resistência CC.

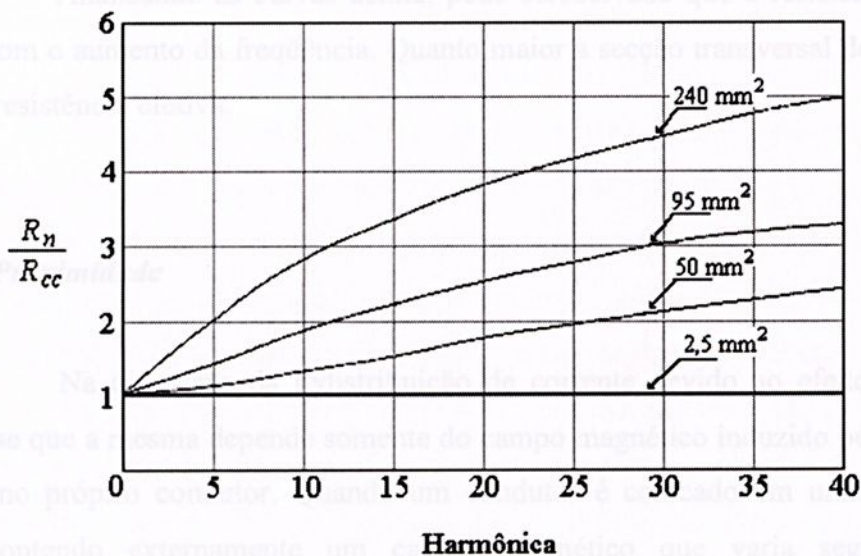


Figura 4.9 – Relação  $R_n/R_{cc}$  em função da frequência para os cabos de seções 2,5; 50; 95 e 240 mm<sup>2</sup>.

Também é possível gerar uma curva, Figura 4.10, da relação das resistências CA e CC em função da frequência, adotando a resistência CC dos condutores como parâmetro e utilizando a equação (4.50).

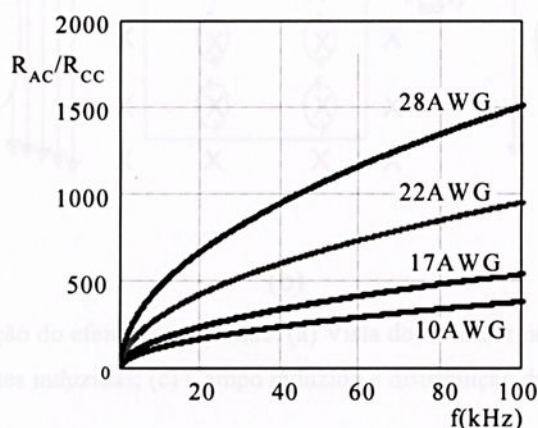


Figura 4.10 – Relação  $R_{AC}/R_{CC}$  em função da frequência para os condutores 10,17,22 e 28 AWG.

Analisando as curvas acima, pode ser observado que a resistência efetiva aumenta com o aumento da frequência. Quanto maior a seção transversal do condutor, maior é a resistência efetiva.

### (b) Efeito Proximidade

Na discussão da redistribuição de corrente devido ao efeito pelicular, observou-se que a mesma depende somente do campo magnético induzido pela corrente alternada no próprio condutor. Quando um condutor é colocado em uma região do espaço, contendo externamente um campo magnético que varia segundo uma componente que é normal ao eixo do condutor, aparecem anéis de correntes induzidas no condutor que atuam no sentido de se oporem à penetração deste campo externo.

Desde que este campo externo é causado pela corrente alternada circulando em algum outro fio próximo, este fenômeno dos anéis de corrente induzida é freqüentemente chamado de efeito de proximidade. A figura 4.11 mostra uma ilustração do efeito proximidade:

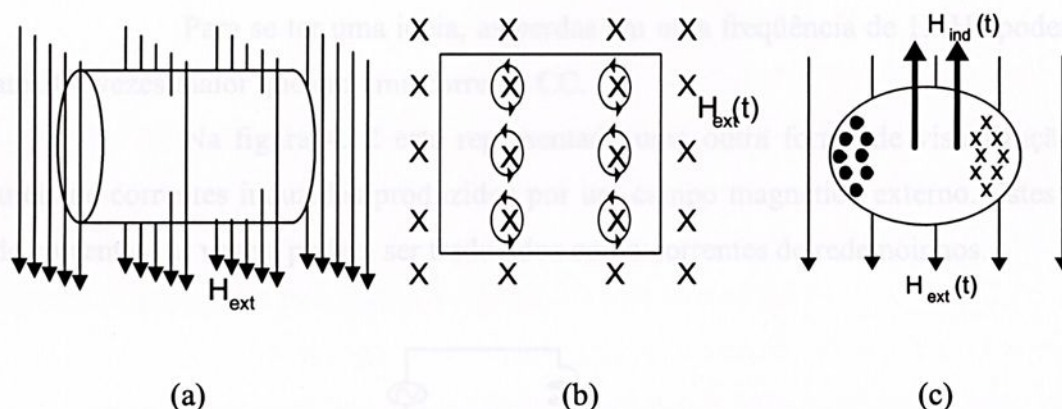


Figura 4.11 - Ilustração do efeito proximidade: (a) Vista do condutor no campo magnético; (b) Correntes induzidas; (c) Campo induzido e distribuição da corrente.

A figura 4.11 (a) mostra um condutor com seção circular imerso em um campo magnético uniforme variável no tempo. O condutor está isolado no espaço e não transporta nenhuma corrente líquida. Para esta análise, o campo externo uniforme  $H_{ext}(t)$ , está aumentando em magnitude na direção indicada. O campo variável atravessa o condutor e induz anéis de correntes os quais geram um campo que se opõe ao campo magnético externo. Na figura 4.11 (b), os anéis de correntes induzidas são mostradas como correntes circulares que representam o sentido do campo externo  $H_{ext}(t)$ .

A seção transversal na figura 4.11 (c) mostra que o efeito dos anéis de correntes induzidas é gerar uma corrente que flui ao longo do condutor. Esta corrente circulante produz perdas no condutor embora não exista nenhuma corrente líquida.

As setas para cima na figura 4.11 (c) representam o campo magnético ( $H_{ind}(t)$ ) em oposição a  $H_{ext}(t)$  gerado pelos anéis correntes induzidas. A superposição deste campo de reação e o campo externo resulta em uma redução na quantidade de fluxo magnético que penetra no condutor.

Os efeitos das duas correntes induzidas anteriormente discutidas, ou seja, o efeito pelicular e o de proximidade, acontecem simultaneamente em um condutor que transporta uma corrente alternada e são originadas pelo campo externo alternado. Esta é exatamente a situação que existe para os condutores nas camadas de um transformador com enrolamentos. O resultado da combinação destes efeitos é que a corrente em cada condutor produz um efeito pelicular nele e um efeito de proximidade em outros condutores que estão nas proximidades. As correntes induzidas que circulam devido ao efeito pelicular e de proximidade influenciam significativamente as perdas no transformador e aumentam com o aumento da frequência.

Para se ter uma idéia, as perdas em uma frequência de 1MHz podem ser até 100 vezes maior que em uma corrente CC.

Na figura 4.12 está representado uma outra forma de visualização dos anéis de correntes induzidas produzidos por um campo magnético externo. Estes anéis de correntes, às vezes, podem ser traduzidos como correntes de redemoinhos.

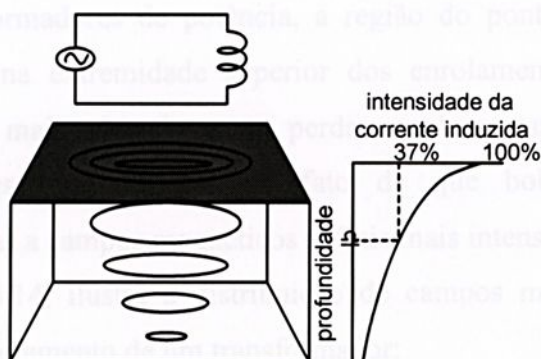


Figura 4.12 - Detalhe dos anéis de correntes induzidas por um campo externo.

Vale a pena salientar que os fenômenos do efeito pelicular e proximidade podem ser minimizados com a utilização do fio Litz. O fio Litz é composto por vários fios isolados formado por um feixe composto por múltiplos fios de cobre separados por espaços. A figura 4.13 mostra detalhes do fio Litz.

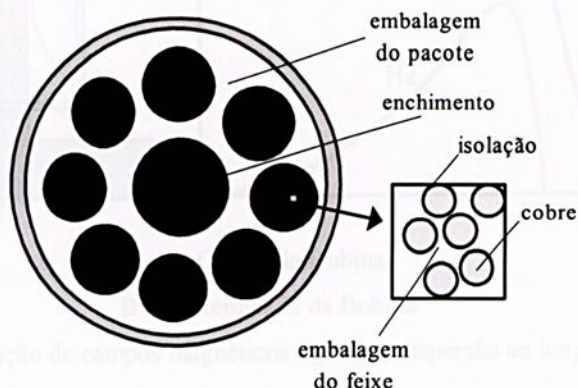


Figura 4.13 - Detalhes do fio de Litz.

## 4.5 – Perdas por Aquecimentos

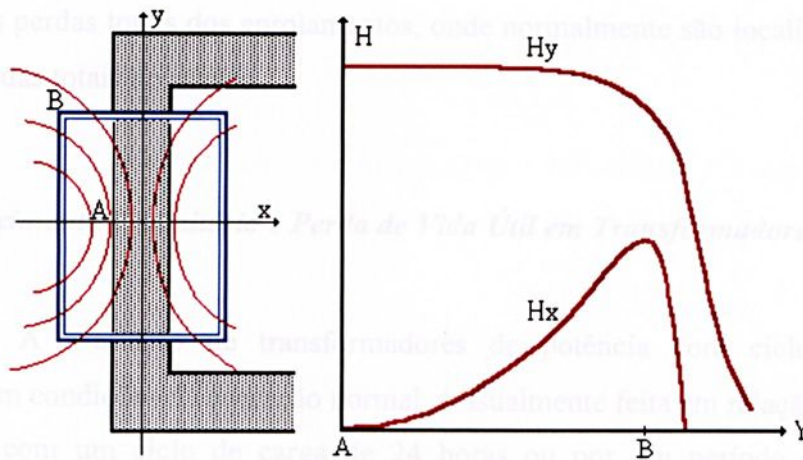
O aumento das perdas joule nos transformadores, foi enfocado até o momento admitindo-se que estas se distribuem uniformemente ao longo dos enrolamentos. Entretanto, para a avaliação da perda de vida útil dos transformadores, é de fundamental importância o conhecimento dos aspectos relativos à elevação de temperatura em áreas localizadas ao longo dos seus enrolamentos.

Em transformadores de potência, a região do ponto mais quente está localizada normalmente na extremidade superior dos enrolamentos. Neste local, a temperatura do óleo é mais elevada e as perdas suplementares específicas são substancialmente maiores. Isto decorre do fato de que bobinas situadas nas extremidades estão sujeitas a campos magnéticos radiais mais intensos.

A figura 4.14, ilustra a distribuição de campos magnéticos ligados a dispersão ao longo do enrolamento de um transformador:

A – Centro da Bobina

B – Extremidade da Bobina



A – Centro da Bobina

B – Extremidade da Bobina

Figura 4.14 – Distribuição de campos magnéticos ligados a dispersão ao longo do enrolamento.

As correntes parasitas, que circulam pela massa dos condutores situados nas extremidades dos enrolamentos são substancialmente maiores que nas demais partes e fazem com que as perdas suplementares que se desenvolvem nos condutores situados

naquela região sejam conseqüentemente maiores. Em certas situações, embora as perdas totais nos enrolamentos possam ser pouco afetadas pela distorção de corrente, as perdas locais na região do ponto mais quente poderão ser suficientemente altas para provocar o envelhecimento do isolamento dos enrolamentos[03].

A determinação das perdas suplementares específicas na região do ponto mais quente é, sem dúvida, de grande importância para a avaliação do risco de sobreaquecimento e a conseqüente depreciação da vida útil, sobretudo na presença de correntes harmônicas.

O cálculo das perdas específicas ao longo dos enrolamentos utilizam metodologias muito trabalhosas envolvendo fatores de perdas por dispersão. Estes, por sua vez, requerem o conhecimento detalhado do projeto do transformador[02].

Nos últimos anos vários estudos foram dedicados ao problema de avaliação da eficiência de transformadores ou para melhorar o cálculo das perdas nos enrolamentos a freqüência fundamental ou em qualquer ordem harmônica.[07].

O efeito das correntes e tensões não senoidais em transformadores de potência que alimentam “cargas especiais”, induzem a necessidade de um estudo para avaliar as perdas de vida dos transformadores, o impacto de tensões e correntes não senoidais nas perdas totais dos enrolamentos, onde normalmente são localizados pontos quentes e perdas totais no núcleo.

#### 4.5.1 – Aquecimento Transitório e Perda de Vida Útil em Transformadores

A avaliação de transformadores de potência com ciclos de carga complexa e em condições de operação normal, é usualmente feita em relação aos limites de vida útil com um ciclo de carga de 24 horas ou por um período definido em condições de emergência. A equação matemática para perda de vida recomendada na literatura é dada por (4.52):

$$L\% = 100.t / 10^{\left(\frac{6972,15}{273+\theta_{hs}} - 14,133\right)} \quad (4.52)$$

onde

t = tempo em horas

$\theta_{hs} = \theta_a + \theta_0 + \theta_g$  - temperatura de aquecimento do ponto(°C)

$\theta_a$  = temperatura ambiente

$\theta_0$  = temperatura superior do óleo acima da ambiente

$\theta_g$  = temperatura do ponto aquecido acima da temperatura do óleo

Para enrolamentos imersos em óleo,  $\theta_g$  poderá ser estimado pela equação:

$$\theta_g = M \cdot \Delta P^v \quad (4.53)$$

onde:

$M$  = é uma constante dependente da geometria e do material isolante utilizado.

$v = 0,8$  a  $1,0$  representa o limite inferior e o limite superior para forçar o resfriamento do transformador, respectivamente.

A curva específica de perdas (por unidade de volume) em  $W/m^3$ , ao ponto mais quente na curva pode ser representada pela equação abaixo:

$$\Delta P = K^2 \cdot F(p,n) \cdot \Delta P_N \quad (4.54)$$

onde,

$\Delta P_N$  = perda específica do ponto quente relacionando a carga com tensão senoidal e uma carga linear.

$$K = S/S_N$$

$S_N$  = valor da carga(VA),  $S$  = carga atual(VA).

$F(p,n)$  = função dependente do espectro de corrente harmônica e das interações de cargas não lineares em meio a cargas lineares.

Portanto, a razão de carga  $\theta_g = \theta_{gfl}$  dada pela equação (4.54), resulta:

$$M = \theta_{gfl} / \Delta P_N^v$$

e

$$\theta_g = \theta_{gfl} \cdot K^{2 \cdot v} \cdot [F(p,n)]^v \quad (4.55)$$

A temperatura do ponto mais quente do óleo é dada pela equação (4.56):

$$\theta_0 = (\theta_u - \theta_i)(1 - e^{-t/\tau}) + \theta_i \quad (4.56)$$

sendo:

$\tau$  = constante de tempo térmica em horas.

$\theta_i$  = temperatura inicial superior do óleo para o tempo  $t=0$ .

$\theta_u$  = temperatura final superior do óleo à carga atual  $S$ , descrita pela equação:

$$\theta_u = \theta_{fl} \cdot [(P_{Cu} + P_{Fe} + P_T) / (P_{CuN} + P_{FeN} + P_{TN})] \quad (4.57)$$

sendo:

$\theta_{fl}$  = temperatura superior do óleo à carga máxima.

$P_{Cu}, P_{Fe}, P_T$  = perda total no enrolamento, núcleo e estrutura metálica sob uma carga não senoidal.

$P_{CuN}, P_{FeN}, P_{TN}$  = perda total no enrolamento, núcleo e estrutura metálica sob uma razão de carga senoidal.

Para,

$$P_{Cu} = K^2 \cdot F_{Cu}(p, n) \cdot P_{CuN} \quad (4.58)$$

$$P_{Fe} = F_{Fe}(n, V) \cdot P_{FeN} \quad (4.59)$$

$$P_T = F_T(p, n) \cdot P_{TN} \quad (4.60)$$

As funções  $F_{Cu}(p, n)$ ,  $F_T(p, n)$  dependem novamente do espectro harmônico de corrente causado pelas cargas não lineares e por suas penetrações em cargas lineares. A função  $F(n, V)$  depende inteiramente da distorção da tensão.

Usando a notação  $R = P_{CuN} / P_{FeN}$ ,  $T = P_{CuN} / P_{TN}$  e substituindo (4.58), (4.59), (4.60) em (4.57) resulta a equação (4.61):

$$\theta_n = \theta_{fl} \cdot \left\{ R \cdot [K^2 \cdot F_{Cu}(p, n) + F_T(p, n) / T] + P_{Fe}(n, V) \right\} / (R + 1 + R / T) \quad (4.61)$$

**4.6 - Conclusão** Quando o ciclo de carga é controlado por cargas variantes no tempo, não é recomendado o uso do método equivalente de carga mas, para que se divida o ciclo em passos de uma hora ou menos, deve-se levar os cálculos de  $\theta$  corrigindo a constante de tempo térmica em função das mudanças em  $\theta_u$  e  $\theta_i$ .

As perdas no núcleo sob condições de fluxo senoidal são dependentes de dois fatores: a característica física do material magnético e a geometria do circuito magnético.

Sob condições de fluxo não senoidal, as perdas são acrescidas devido ao aumento do conteúdo harmônico e à variação do fluxo magnetizante, resultante de um valor elevado de corrente operando na região saturada.

As perdas por corrente parasita não dependem do nível total de fluxo em condições de dupla excitação, mas somente das parcelas variáveis no tempo, bem como, das respectivas taxas de variação. Isto contribui para o aumento das perdas suplementares devido ao maior aquecimento dos enrolamentos.

As perdas por histerese são dependentes do grau de distorção da tensão e pela variação do fluxo magnetizante sob o efeito da dupla excitação CA/CC.

As perdas no cobre são afetadas pelo fluxo disperso resultante da variação da impedância das bobinas com alto grau de saturação do núcleo e pela variação da frequência acompanhada do aumento do conteúdo harmônico.

## 4.6 – Conclusões

## Capítulo 5

Durante o desenvolvimento deste capítulo pode ser observado como a literatura trata a quantificação e a avaliação do comportamento das perdas no núcleo e no cobre dos transformadores quando os mesmos são alimentado com tensões senoidais pura e para condições distorcidas.

As perdas no núcleo sob condições de fluxo senoidal são dependentes de dois fatores: a característica física do material magnético e a geometria do circuito magnético.

Sob condições de fluxo não senoidal, as perdas são acrescidas devido ao aumento do conteúdo harmônico e à variação do fluxo magnetizante, resultante de um valor elevado de corrente operando na região saturada.

As perdas por corrente parasita não dependem do nível total de fluxo em condições de dupla excitação, mas somente das parcelas variáveis no tempo, bem como, das respectivas taxas de variação. Isto contribui para o aumento das perdas suplementares devido ao maior aquecimento dos enrolamentos.

As perdas por histerese são dependentes do grau de distorção da tensão e pela variação do fluxo magnetizante sob o efeito da dupla excitação CA/CC.

As perdas no cobre são afetadas pelo fluxo disperso resultante da variação da impedância das bobinas com alto grau de saturação do núcleo e pela variação da frequência acompanhada do aumento do conteúdo harmônico.

Nos ensaios iniciais foram obtidas as curvas de saturação e de perdas para os transformadores operando em condições normais de alimentação e sob o efeito da dupla excitação. Os níveis de tensão CC adotados são sempre relacionados com uma porcentagem da corrente nominal do transformador e em conformidade com os níveis provenientes dos fenômenos descritos neste trabalho.

No estudo das perdas é necessária uma análise das curvas de magnetização para determinar o nível de saturação do núcleo e, proporcionalmente, determinar as perdas. Observamos na figura 5.1 o comportamento de magnetização do núcleo em condições normais e sob efeito da dupla excitação CA/CC.



## Capítulo 5

### Estudos Experimentais

#### 5.1 – Introdução

Neste capítulo são apresentados estudos experimentais realizados em laboratório abordando as perdas quando os transformadores operam sob condição de dupla excitação CA e CC. Inicialmente são avaliadas as perdas sob condições normais de operação ou seja, quando o transformador opera com tensões não distorcidas. Estes resultados servem como parâmetros para a comparação com os obtidos quando o transformador opera sob efeito da dupla excitação. Em especial foram analisados os bancos trifásicos de transformadores constituídos de unidades monofásicas, o transformador trifásico com núcleo do tipo envolvido e o transformador de núcleo tipo envolvente para diferentes conexões dos seus enrolamentos. Os resultados obtidos são analisados sob o ponto de vista da variação das amplitudes e da curva de magnetização do núcleo e sua dependência com os níveis CC injetados. Em todos os ensaios, os transformadores encontram-se na condição a vazio, ou seja, não suprindo potência para qualquer tipo de carga.

#### 5.2 – Considerações iniciais

Nos ensaios iniciais foram obtidas as curvas de saturação e de perdas para os transformadores operando em condições normais de alimentação e sob o efeito da dupla excitação. Os níveis de injeção CC adotados são sempre relacionados com uma porcentagem da corrente nominal do transformador e em conformidade com os níveis provenientes dos fenômenos descritos neste trabalho.

No estudo das perdas é necessária uma análise das curvas de magnetização para determinar o nível de saturação do núcleo e, proporcionalmente, determinar as perdas. Observamos na figura 5.1 o comportamento de magnetização do núcleo em condições normais e sob efeito da dupla excitação CA/CC.

Como pode ser observado na figura 5.1, para o mesmo núcleo magnético, os laços de histerese sofrem profunda alteração quando uma componente contínua é injetada ou seja, passa de um comportamento simétrico para um totalmente assimétrico.

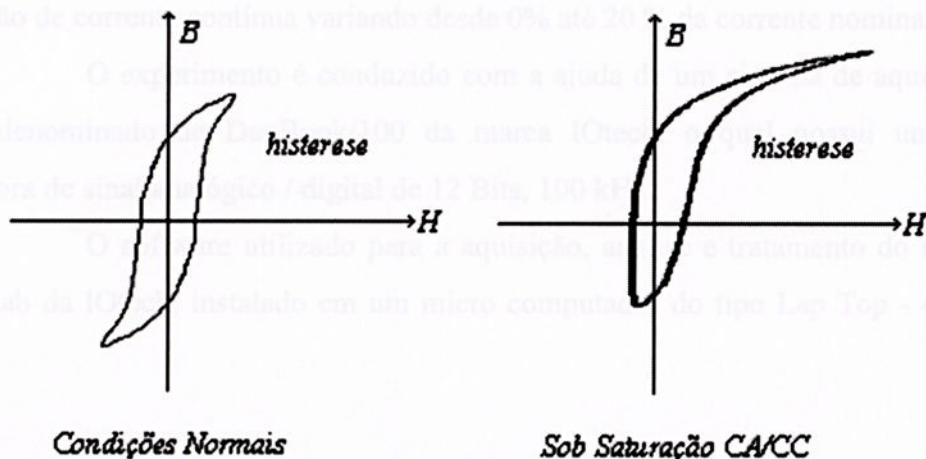


Fig. 5.1 – Curva de Magnetização

Dependendo do tipo de núcleo empregado no transformador, algumas particularidades puderam ser observadas. Para o banco trifásico, como é constituído de três unidades monofásicas, há uma total independência magnética entre os fluxos gerados e somente as ligações dos enrolamento podem influir nos resultados. Já para os transformadores trifásicos de núcleo envolvido e de núcleo envolvente, ao contrário do do anterior, o fluxo gerado por qualquer uma das fases não depende apenas da força magnetomotriz líquida da fase em questão, mas sim da composição das forças magnetomotrizes das outras fases.

### 5.3. - Procedimentos Experimentais

Os ensaios experimentais em laboratório foram direcionados, a princípio, no sentido de se obter as curvas de magnetização para diferentes conexões com finalidade de verificar o comportamento do núcleo magnético em relação à geometria do circuito.

Os transformadores monofásicos, que constituem o banco trifásico, possuem as mesmas características físicas e construtivas. Desta forma, foram levantadas as características das três unidades individualmente. Para os transformadores trifásicos de núcleo envolvido e de núcleo envolvente foram obtidas curvas características para cada fase e em diferentes conexões dos enrolamentos.

Os ensaios experimentais em laboratório foram direcionados no sentido de se obter, para as diferentes conexões dos enrolamentos do transformador, as formas de onda das correntes de excitação bem como, a avaliação das perdas totais para níveis de injeção de corrente contínua variando desde 0% até 20 % da corrente nominal.

O experimento é conduzido com a ajuda de um sistema de aquisição de dados, denominado de DaqBook/100 da marca IOtech, o qual possui uma placa conversora de sinal analógico / digital de 12 Bits, 100 kHz.

O software utilizado para a aquisição, análise e tratamento do sinal é o DASyLab da IOtech, instalado em um micro computador do tipo Lap Top - 486 - 66 MHz.

## 5.4 - Banco Trifásico de Transformadores Constituído de Monofásicos

### 5.4.1 - Características Físicas de cada Unidade Monofásica

A figura 5.2 ilustra o modelo físico de uma das unidades monofásicas transformadoras, utilizadas para a composição do banco trifásico.

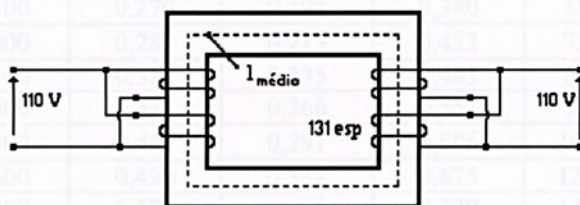


Fig.- 5.2 - Modelo físico da unidade monofásica

O transformador utilizado possui dois enrolamentos por fase e é desenvolvido para o uso em laboratório permitindo, através de terminais apropriados, a conexão às bobinas primárias e secundárias, de acordo com a necessidade requerida.

Estes transformadores monofásicos, utilizados nos ensaios experimentais, possuem as mesmas características construtivas e com os seguintes dados de placa:

Potência Nominal : 1 kVA

Tensão Nominal	: 110 V
Corrente Nominal	: 9,1 A
Número total de espiras	: 131 esp./bob.(4polos/fase)
Área da Seção transversal	: 0,0038 m <sup>2</sup>
Comprimento magnético	: 0,519 m
Indutância primária	: 0,0022 H
Resistência primária	: 1,0Ω

#### 5.4.2 - Características de Magnetização de cada Unidade Monofásica

As características de magnetização foram obtidas através da injeção e variação da tensão de alimentação obtendo-se os valores das correntes de excitação, conforme tabela 5.1:

Tensão(V) Secundário	Corrente(A) pico -Prim.	Corrente(A) RMS -Prim.	B (Tesla)	H (amp.esp/m)
9,200	0,118	0,087	0,069	29,784
13,900	0,141	0,104	0,105	35,590
18,100	0,160	0,117	0,136	40,385
28,700	0,196	0,145	0,216	49,472
37,600	0,222	0,166	0,283	56,035
44,500	0,246	0,183	0,335	62,092
50,500	0,270	0,198	0,380	68,150
56,000	0,289	0,213	0,422	72,946
64,100	0,322	0,235	0,483	81,276
73,600	0,371	0,266	0,554	93,644
80,400	0,415	0,291	0,606	104,750
89,600	0,490	0,332	0,675	123,680
96,800	0,576	0,373	0,729	145,387
102,900	0,676	0,419	0,775	170,628
110,400	0,850	0,494	0,832	214,547
118,900	1,130	0,618	0,896	285,222
125,200	1,372	0,734	0,943	346,304
131,300	1,654	0,871	0,989	417,484
137,600	1,973	1,032	1,037	498,002
145,200	2,430	1,270	1,094	613,353
152,000	2,940	1,530	1,145	742,081

Tabela 5.1 – Valores medidos e calculados para obtenção da curva de magnetização da unidade monofásica

onde:  $B_{\max} = K_2 \cdot V$  e  $H_{\max} = K_1 \cdot I_{\text{pico}}$  (5.1)

Os coeficientes  $K_1$  e  $K_2$  são calculados através das expressões:

$$K_1 = \frac{1}{4.44 \cdot f \cdot N_2 \cdot S} \quad \text{e} \quad K_2 = \left( \frac{N}{l} \right)^2$$

onde,

- f – Frequência (Hz);
- V – Valor eficaz da tensão induzida (V);
- $I_{\text{pico}}$  – Valor eficaz da corrente de alimentação (A);
- $N_2$  – Número de espiras do enrolamento secundário;
- S – Área da seção transversal do núcleo;
- l – Comprimento magnético médio do núcleo.

A figura 5.3 apresenta a curva de magnetização de uma unidade monofásica através dos dados obtidos nas leituras de tensão e corrente de excitação, e com o auxílio do software Origin 4.0. Os mesmos ensaios foram realizados para as seis unidades transformadoras utilizadas neste experimento.

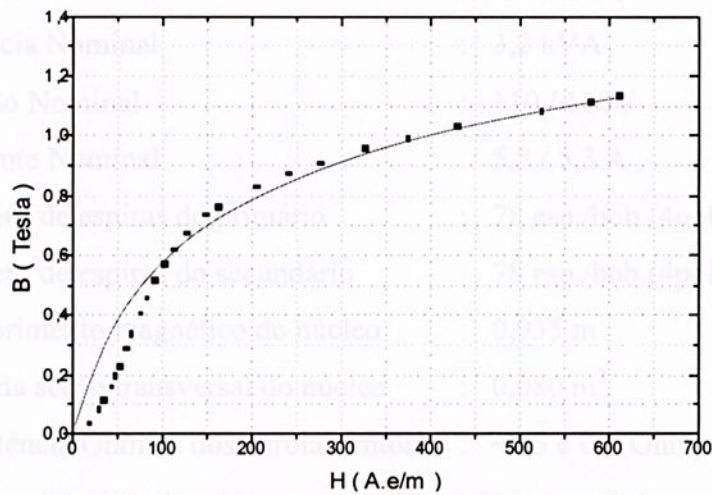


Fig.- 5.3 – Curva de magnetização da unidade monofásica

## 5.5 - Transformador Trifásico de Núcleo Envolvido - 3 Colunas

### 5.5.1 - Características Físicas

A figura 5.4 ilustra a configuração física de um dos transformadores trifásico com núcleo envolvido de três colunas utilizados nos ensaios experimentais. O transformador utilizado possui dois enrolamentos por fase e é desenvolvido para o uso em laboratório permitindo, através de terminais apropriados, a conexão às bobinas primárias e secundárias de acordo com a necessidade requerida.

A figura 5.5 apresenta a curva de magnetização trifásica para a ligação D-

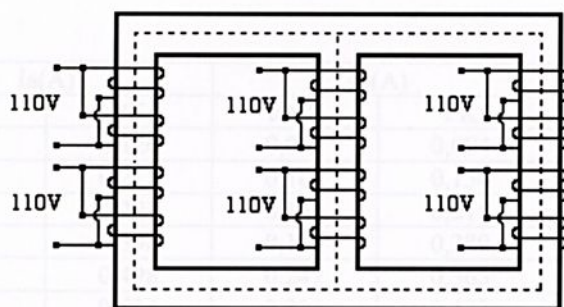


Fig.- 5.4 - Modelo físico do transformador trifásico com núcleo envolvido(3 colunas)

Os transformadores trifásicos com núcleo envolvido, utilizados nos ensaios experimentais, apresentam as mesmas características construtivas e com os seguintes parâmetros nominais:

Modelo	ETC-07B-3C
Potência Nominal	: 3,2 kVA
Tensão Nominal	: 110 / 110V
Corrente Nominal	: 5,3 / 5,3 A
Número de espiras do primário	: 78 esp./bob.(4polos/fase)
Número de espiras do secundário	: 78 esp./bob.(4polos/fase)
Comprimento magnético do núcleo	: 0,935 m
Área da seção transversal do núcleo	: 0,080 m <sup>2</sup>
Resistência Ôhmica dos enrolamentos	: ~0,3 e 0,4(Ohm)

### 5.5.2 – Características de Magnetização de cada Unidade Trifásica

As características de magnetização foram obtidas, variando-se a tensão de alimentação, para cada tipo de conexão do primário e secundário do transformador, e obtendo-se as respectivas correntes de excitação, conforme as tabelas 5.2.a e 5.2.b.

Os valores de B e H da tabela 5.2b foram obtidos com a ajuda da equação (5.1). A partir destes dados, as curvas de magnetização por fase foram feitas com auxílio do software Origin 4.0 por ajustes polinomiais.

A figura 5.5 apresenta a curva de magnetização trifásica para a ligação D-

Y.

Tensão abc(V)	Ia(A)		Ib(A)		Ic(A)	
	RMS	PK	RMS	PK	RMS	PK
10	0,090	0,126	0,067	0,094	0,068	0,093
20	0,152	0,215	0,109	0,154	0,112	0,152
30	0,210	0,297	0,150	0,215	0,157	0,213
40	0,283	0,398	0,198	0,289	0,205	0,280
50	0,353	0,498	0,247	0,365	0,257	0,354
60	0,450	0,634	0,314	0,473	0,321	0,442
70	0,556	0,791	0,390	0,600	0,397	0,545
80	0,700	1,010	0,492	0,775	0,491	0,674
90	0,920	1,375	0,643	1,075	0,643	0,945
100	1,300	1,990	0,885	1,620	0,905	1,520
110	2,010	3,200	1,370	2,660	1,470	2,670
120	3,150	4,900	2,200	4,290	2,340	4,360
130	4,680	7,030	3,210	6,210	3,480	6,390
140	6,520	9,540	4,480	8,440	4,920	8,860
150	8,800	12,570	6,100	11,220	6,730	11,900

Tabela 5.2a – Valores para o transformador com patrimonio UNESP-13.328 - 110/191V - ligação D-Y

B max (T)	Ha max (Ae/m)	Hb max (Ae/m)	Hc max (Ae/m)
0,0376	3,5075	2,6167	2,5889
0,0752	5,9850	4,2869	4,2313
0,1128	8,2677	5,9850	5,9293
0,1504	11,0792	8,0450	7,7944
0,1880	13,8629	10,1606	9,8544
0,2256	17,6488	13,1670	12,3041
0,2632	22,0192	16,7023	15,1713
0,3008	28,1156	21,5739	18,7623
0,3384	38,2762	29,9250	26,3062
0,3760	55,3961	45,0963	42,3126
0,4136	89,0791	74,0470	74,3254
0,4512	136,4024	119,4217	121,3703
0,4888	195,6957	172,8692	177,8799
0,5264	265,5671	234,9462	246,6378
0,5640	349,9139	312,3337	331,2630

Planilha 5.2b - Tabela de dados trafo nº 13.328 - 110/191V - ligação D-Y

A figura 5.5 apresenta a curva de magnetização trifásica para a ligação D-Y através dos dados obtidos na planilha 5.2b.

A figura 5.7 apresenta a curva de magnetização trifásica para a ligação D-Y. Apesar da condição de aterramento, o comportamento verificada não foi diferente do encontrado nas ligações D-Y ou D-D, como podemos observar.

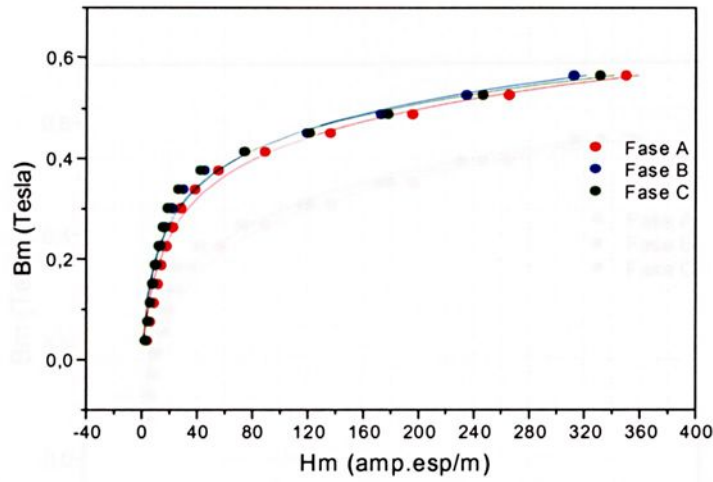


Fig.- 5.5 – Curva de magnetização: Trafo nº 13.328 - ligação D-Y / 110/191V

Para outros tipos de conexões não foram anexadas as tabelas de dados e seus resultados foram apresentados de forma simplificada através das curvas nas figuras 5.6, 5.7, 5.8, 5.9, 5.10 e 5.11.

Estes ensaios foram realizados para verificar o comportamento magnético do núcleo para diferentes conexões.

A figura 5.6 apresenta a curva de magnetização trifásica para a ligação D-D. O comportamento verificado não foi diferente do encontrado na ligação D-Y.

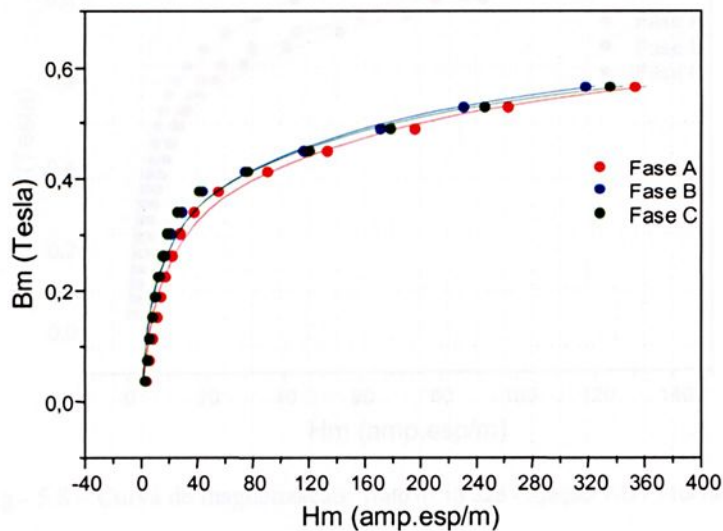


Fig.- 5.6 – Curva de magnetização: Trafo nº 13.328 - ligação D-D / 110/191V

A figura 5.7 apresenta a curva de magnetização trifásica para a ligação D-Yt. Apesar da conexão de aterramento, o comportamento verificado não foi diferente do encontrado nas ligação D-Y ou D-D, como podemos observar:

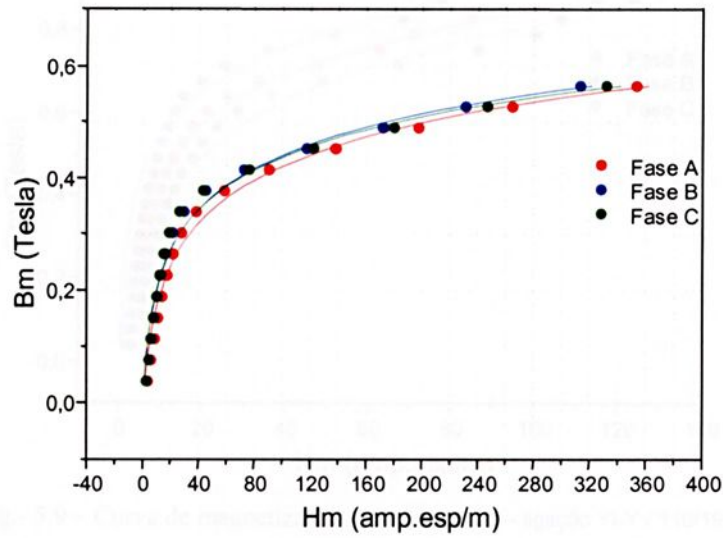


Fig.- 5.7 – Curva de magnetização: Trafo nº 13.328 - ligação D-Yt / 110/191V

A figura 5.8 apresenta a curva de magnetização trifásica para a ligação

Y-Y.

A figura 5.8 apresenta a curva de magnetização trifásica para a ligação Y-

D.

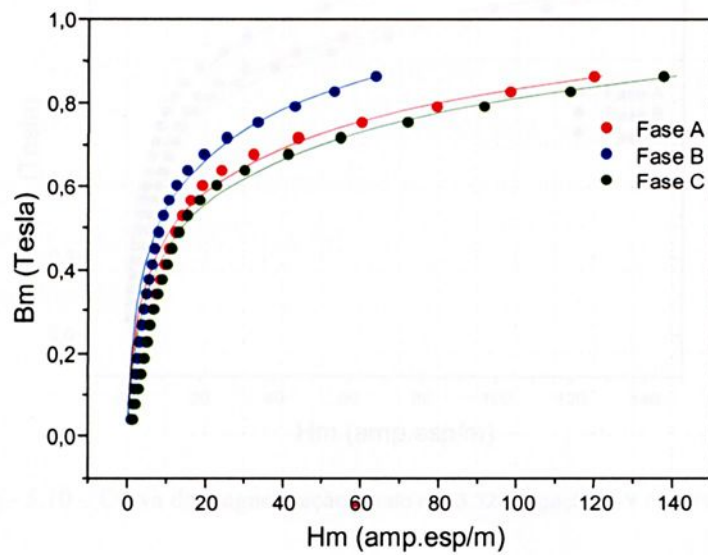


Fig.- 5.8 – Curva de magnetização: Trafo nº 13.328 - ligação Y-D / 110/191V

A figura 5.9 apresenta a curva de magnetização trifásica para a ligação

Yt-Yt. O comportamento verificado foi semelhante ao da curva da ligação Yt-Y.

A figura 5.9 apresenta a curva de magnetização trifásica para a ligação

Yt-Y.

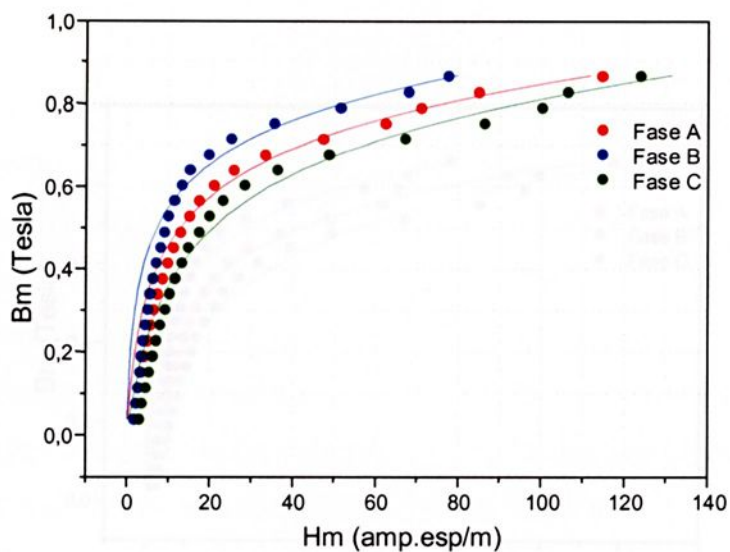


Fig.- 5.9 – Curva de magnetização: Trafo nº 13.328 - ligação Yt-Y / 110/191V

A figura 5.10 apresenta a curva de magnetização trifásica para a ligação Y-Y.

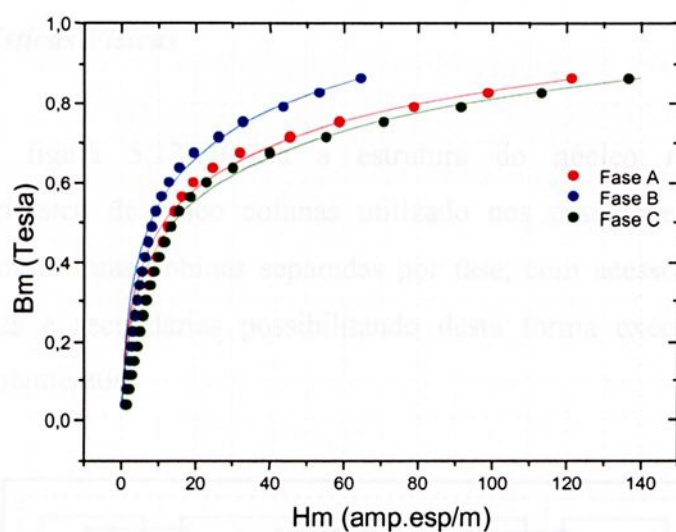


Fig.- 5.10 – Curva de magnetização: Trafo nº 13.328 - ligação Y-Y / 110/191V

A figura 5.11 apresenta a curva de magnetização trifásica para a ligação Yt-Yt. O comportamento verificado foi semelhante ao da curva da ligação Yt-Y.

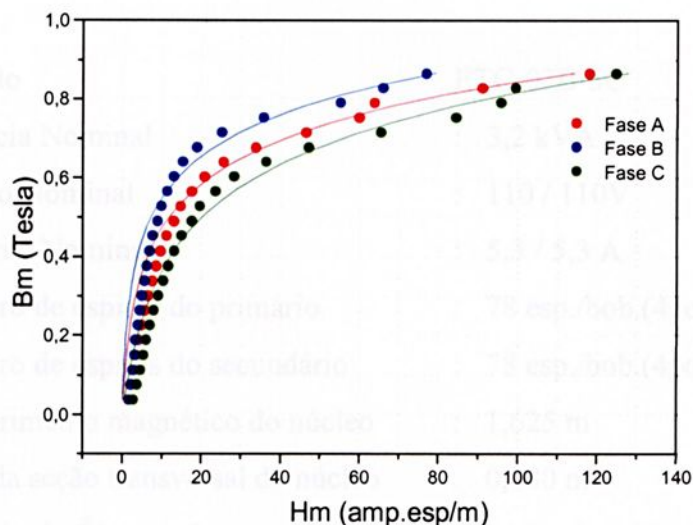


Fig.- 5.11 – Curva de magnetização: Trafo nº 13.328 - ligação Yt-Yt / 110/191V

## 5.6 - Transformadores Trifásicos Núcleo Envolvente de 5 Colunas

### 5.6.1 - Características Físicas

A figura 5.12 ilustra a estrutura do núcleo magnético de um transformador trifásico de cinco colunas utilizado nos ensaios experimentais. Este transformador possui duas bobinas separadas por fase, com acesso aos terminais das bobinas primárias e secundárias possibilitando desta forma executar qualquer tipo conexão dos enrolamentos.

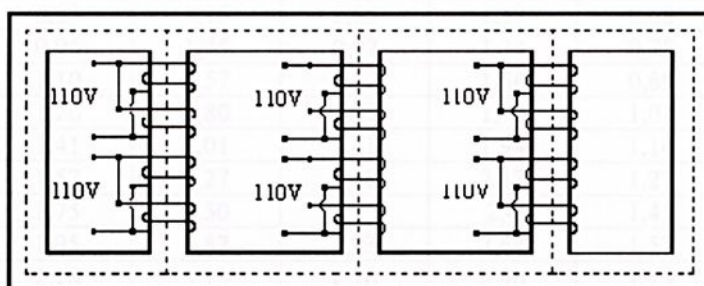


Fig.- 5.12 - Modelo físico do transformador trifásico com núcleo envolvido(5 colunas)

No arranjo experimental foram utilizados dois transformadores trifásicos (principal e auxiliar), idênticos, e suas características construtivas são dadas a seguir:

Tabela 5.1 - Tabela de dados do transformador nº 13.328 - 110/191V - ligação Y-Y

Os valores de  $B$  e  $H$  da tabela 5.1b foram obtidos através da equação

Modelo	ETC-07B-5C
Potência Nominal	: 3,2 kVA
Tensão Nominal	: 110 / 110V
Corrente Nominal	: 5,3 / 5,3 A
Número de espiras do primário	: 78 esp./bob.(4polos/fase)
Número de espiras do secundário	: 78 esp./bob.(4polos/fase)
Comprimento magnético do núcleo	: 1,625 m
Área da seção transversal do núcleo	: 0,080 m <sup>2</sup>
Resistência Ôhmica dos enrolamentos	: ~0,3 e 0,4(Ohm)

### 5.6.2 – Características de Magnetização

As características de magnetização foram obtidas variando-se a tensão de alimentação, para cada tipo de conexão do primário e secundário do transformador, obtendo-se os respectivos valores das correntes de excitação, conforme tabelas 5.3a e 5.3b:

Tensão (V)	Ia(A)		Ib(A)		Ic(A)	
	RMS	PK	RMS	PK	RMS	PK
10	0,30	0,43	0,3	0,44	0,27	0,37
20	0,45	0,62	0,45	0,63	0,38	0,55
30	0,57	0,81	0,58	0,83	0,47	0,66
40	0,71	1,00	0,71	1,01	0,58	0,83
50	0,83	1,18	0,85	1,17	0,68	0,98
60	0,96	1,35	0,97	1,34	0,78	1,12
70	1,10	1,57	1,12	1,56	0,89	1,28
80	1,26	1,80	1,27	1,75	1,01	1,49
90	1,41	2,01	1,41	1,94	1,14	1,64
100	1,57	2,27	1,58	2,17	1,27	1,83
110	1,75	2,50	1,75	2,4	1,41	2,02
120	1,95	2,82	1,93	2,64	1,57	2,25
130	2,18	3,13	2,16	2,96	1,75	2,52
140	2,38	3,40	2,37	3,23	1,92	2,74
150	2,70	3,86	2,66	3,6	2,15	3,10
160	3,03	4,40	3,01	3,99	2,43	3,52
170	3,48	5,20	3,45	4,6	2,78	4,02
180	4,08	6,23	4,04	5,62	3,27	4,65
190	4,83	7,42	4,8	7	3,92	5,48
200	5,81	8,98	5,73	8,51	4,78	6,35
210	7,15	11,26	7,02	10,4	6,02	8,47

Tabela 5.3a – Tabela de dados do transformador nº 13.330 - 110/191V - ligação Y-Y

Os valores de B e H da tabela 5.3b foram obtidos através da equação

(5.1). A partir destes dados e com a utilização de um software gerador de gráficos, foram obtidas as curvas de magnetização.

B max (T)	Ha max (Ae/m)	Hb max (Ae/m)	Hc max (Ae/m)
0,0376	11,9700	12,2484	10,2998
0,0752	17,2591	17,5375	15,3105
0,1128	22,5482	23,1049	18,3726
0,1504	27,8372	28,1156	23,1049
0,1880	32,8479	32,5696	27,2805
0,2256	37,5803	37,3019	31,1777
0,2632	43,7044	43,4261	35,6317
0,3008	50,1070	48,7151	41,4775
0,3384	55,9528	54,0042	45,6531
0,3760	63,1905	60,4068	50,9421
0,4136	69,5931	66,8093	56,2312
0,4512	78,5010	73,4903	62,6338
0,4888	87,1305	82,3982	70,1498
0,5264	94,6466	89,9142	76,2740
0,5640	107,4517	100,2140	86,2954
0,6016	122,4838	111,0705	97,9870
0,6392	144,7536	128,0512	111,9057
0,6768	173,4259	156,4452	129,4431
0,7144	206,5522	194,8606	152,5480
0,7520	249,9783	236,8948	176,7664
0,7896	313,4472	289,5072	235,7813

Tabela 5.3b – tabela de dados do transformador nº 13.330 - 110/191V - ligação Y-Y

A figura 5.13 apresenta as curva de magnetização por fase do transformador para a ligação Y-Y.

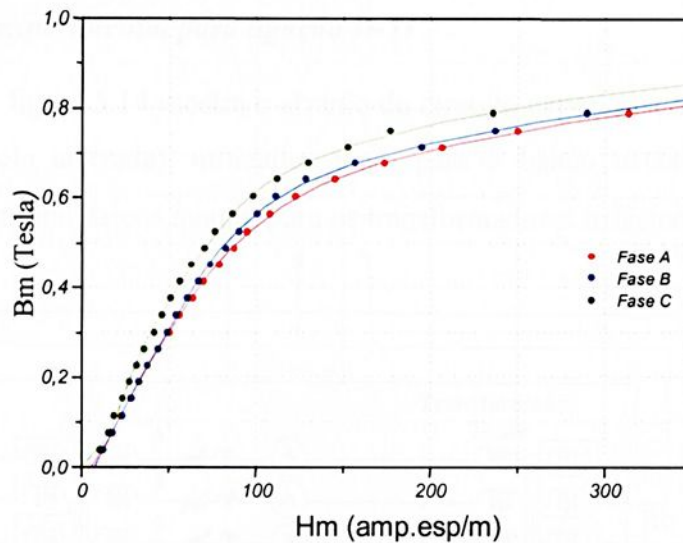


Fig.- 5.13 – Curva de magnetização: Trafo nº 13.330 - ligação Y-Y / 191/191V

Da mesma forma que para o transformador trifásico de três colunas, foram realizados os mesmos ensaios para o transformador trifásico de cinco colunas.

Devido a sua característica construtiva, os resultados obtidos se

assemelham muito com os resultados alcançados para o banco trifásico constituído por unidades monofásicas.

Todos os ensaios feitos para o transformador principal foram repetidos para o transformador auxiliar.

### 5.7 – Arranjo do Circuito Experimental

Os ensaios experimentais em laboratório foram direcionados no sentido de se obter, para as diferentes conexões dos enrolamentos do transformador, as formas de onda das correntes de excitação e as respectivas perdas Joules e no ferro para níveis de injeção de corrente contínua variando desde 0% até 20% da corrente nominal.

Procurou-se, durante os ensaios, provocar um desequilíbrio nos níveis de injeção CC em cada uma das fases. Assim, para as ligações isoladas, os níveis aplicados de injeção CC foram respectivamente  $I_{Acc} = 70\%I_0$ ,  $I_{Bcc} = 30\%I_0$  e  $I_{Ccc} = -100\%I_0$ . Para as configurações em estrela aterrada, os níveis aplicados de injeção CC foram respectivamente  $I_{Acc} = 30\%I_0$ ,  $I_{Bcc} = 20\%I_0$  e  $I_{Ccc} = 50\%I_0$ , e a corrente do condutor neutro  $I_{Ncc} = -100\%I_0$ , sendo que  $I_0$  variou de 0 a 20% de  $I_n$ .

#### 5.7.1 – Arranjo experimental para ligação D-Yt

A figura 5.14 mostra o arranjo do circuito experimental para a ligação D-Yt (delta - estrela aterrada), utilizados tanto para o banco trifásico constituído de transformadores monofásicos quanto para os transformadores trifásicos:

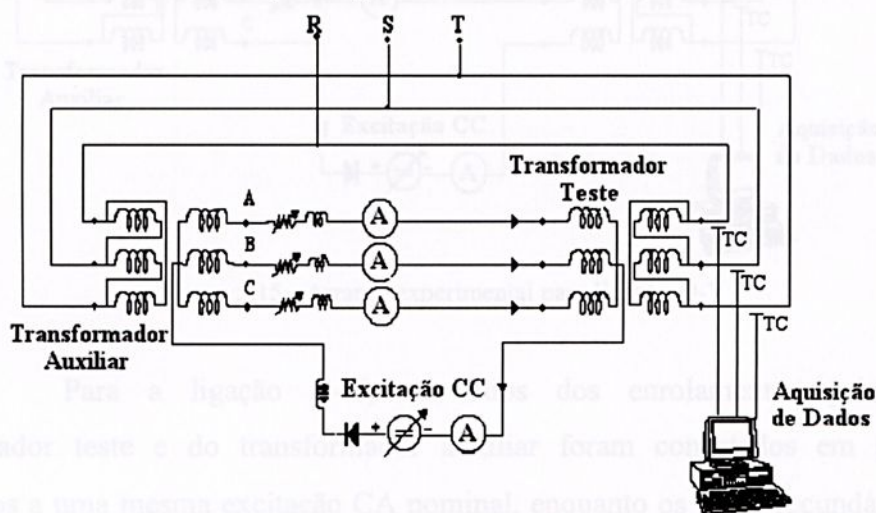


Figura 5.14 - Arranjo experimental para ligação D-Yt

Para a ligação D-Yt, os lados dos enrolamentos primários do transformador teste e do transformador auxiliar foram conectados em paralelo e submetidos a uma mesma excitação CA nominal, enquanto os lados secundários foram conectados entre si de forma a anular a força eletromotriz CA. Um reostato e um amperímetro foram inseridos entre as conexões dos secundários dos transformadores para controlar os níveis de corrente que circulam por cada fase.

A fonte eletrônica de corrente contínua foi inserida entre as conexões de aterramento dos transformadores. Este arranjo pode representar o efeito da injeção CC em sistema CA através de operações monopolares com retorno por Terra de sistemas de transmissão de corrente contínua ou sistema de aterramento sob efeito da indução geomagnética.

### 5.7.2 – Arranjo experimental para ligação D-Y

A figura 5.15 mostra o arranjo do circuito experimental para a ligação D-Y (delta - estrela isolada), utilizados tanto para o banco trifásico de transformadores monofásicos quanto para os transformadores trifásicos:

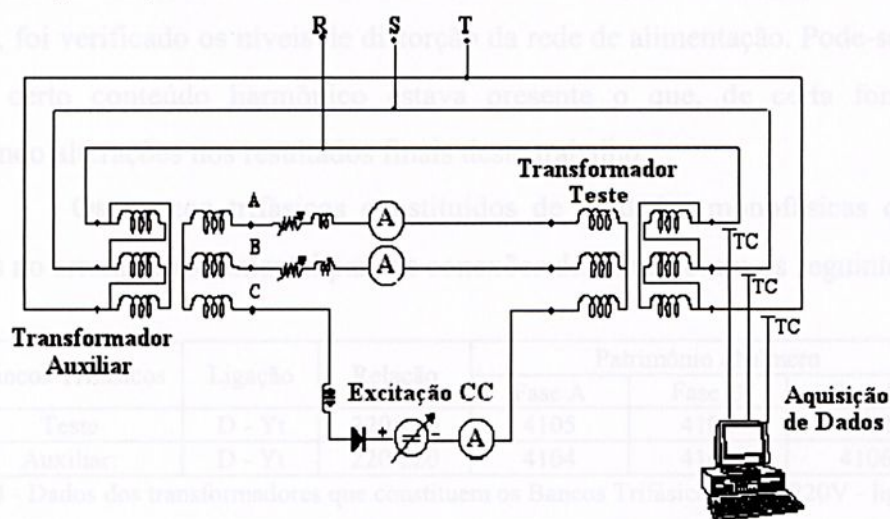


Figura 5.15 - Arranjo experimental para ligação D-Y

Para a ligação D-Y, os lados dos enrolamentos primários do transformador teste e do transformador auxiliar foram conectados em paralelo e submetidos a uma mesma excitação CA nominal, enquanto os lados secundários foram conectados entre si de forma a anular a força eletromotriz CA. Um reostato e um

amperímetro foram inseridos entre as conexões dos secundários das fases A e B dos transformadores para controlar os níveis de corrente que circulam por cada fase.

A fonte CC poderia ser conectada em qualquer uma das fases sendo que, para este arranjo, foi inserida no lado secundário na fase C. Este arranjo pode simular o efeito da injeção CC em sistemas CA gerados pela operação não idealizada de instalações conversoras ou compensadoras estáticas do tipo reator controlado a tiristores. Nesta situação, por se tratarem de cargas isoladas, a soma das correntes contínuas, provenientes de operações assimétricas destes equipamentos, é nula.

Os ensaios das perdas Joules foram realizados com a ajuda de um sistema de aquisição denominado de DaqBook.

## 5.8 – Perdas em Sistemas Trifásicos de Transformadores

### 5.8.1 – Perdas no Transformador trifásico Constituído de Unidades Monofásicas

Sem injeção de corrente contínua ou seja, em condições normais de operação, foi verificado os níveis de distorção da rede de alimentação. Pode-se observar que um certo conteúdo harmônico estava presente o que, de certa forma acaba introduzindo alterações nos resultados finais deste trabalho.

Os bancos trifásicos constituídos de unidades monofásicas que foram utilizadas no arranjo experimental para as conexões descritas foram os seguintes:

Bancos Trifásicos	Ligação	Relação	Patrimônio / Número		
			Fase A	Fase B	Fase C
Teste	D - Yt	220/220	4105	4107	4102
Auxiliar:	D - Yt	220/220	4104	4106	4106

Tabela 5.4 - Dados dos transformadores que constituem os Bancos Trifásicos - 220/220V - ligação D-Yt

Variando-se os níveis de injeção de corrente contínua, foram feitas as medidas das correntes de magnetização, bem como as respectivas perdas joules para a ligação D-Yt, conforme mostrados na tabela a seguir:

Fonte CC % ( $I_n = 9,1A$ )	$I_a$ (A)	$I_{n_0}$ (A)	$I_{a_0}$ (50%) (A)	$I_{b_0}$ (30%) (A)	$I_{c_0}$ (20%) (A)	Wattímetros		Perda Total
						PW1 (W)	PW2 (W)	
0,0	0,22	-	-	-	-	23	-14	9
2,5	0,34	-	-	-	-	32	-7	25
5,0	0,60	0,10	0,05	0,03	0,02	40	-9	31
7,5	0,88	0,70	0,35	0,21	0,14	56	-20	36
10,0	1,16	1,10	0,55	0,33	0,22	70	-35	35
12,5	1,45	1,40	0,70	0,42	0,28	84	-47	37
15,0	1,68	1,70	0,85	0,51	0,34	98	-59	39
20,0	2,27	2,30	1,15	0,69	0,46	127	-84	43

Tabela 5.5 - Perdas nos transformadores para o Banco Trifásico - 220/220V - ligação D-Yt

Verifica-se que, a medida que os níveis de injeção CC cresce, ocorre um aumento das perdas. Esta variação pode ser observada através da curva de perdas mostradas na figura 5.16:

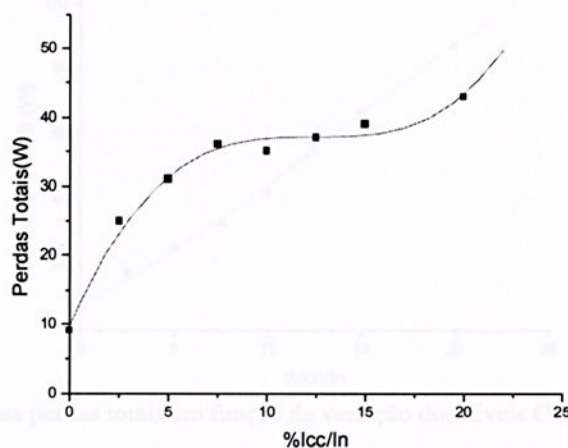


Figura 5.16 – Variação das perdas totais com a variação do nível cc injetado – Ligação D-Yt

A curva indica um comportamento não linear, sendo que entre 7,5 e 15% da relação  $I_{cc}/I_n$ , os níveis de perdas são praticamente constantes. Para sem excitação CC as perdas totais é de aproximadamente 10 watts, enquanto para um nível de injeção de 20% as perdas são de aproximadamente 43 watts.

O mesmo ensaio foi feito utilizando-se agora a ligação D-Y. Variando-se os níveis de injeção de corrente contínua, foram feitas as medidas das correntes de magnetização, bem como as respectivas perdas joules conforme mostrados na tabela a seguir:

Fonte CC % ( $I_n = 9,1A$ )	$I_a$ (A)	$I_{a_0}$ (A)	$I_{b_0}$ (A)	$I_{c_0}$ (A)	Watímetros		Perda Total
					PW1 (W)	PW2 (W)	
0,0	0,22	-	-	-	21	-14	7
2,5	0,32	-	-	-	25	-7	18
5,0	0,58	-	-	-	30	-5	25
7,5	0,88	0,08	0,08	0,20	36	-3	33
10,0	1,13	0,20	0,20	0,62	43	-1	42
12,5	1,40	0,24	0,44	1,02	51	6	57
15,0	1,68	0,30	1,00	1,25	59	8	67
20,0	2,20	0,40	1,40	1,70	75	12	87

Tabela 5.6 - Perdas nos transformadores para o Bancos Trifásico - 220/220V - ligação D-Y

Verifica-se que, a medida que os níveis de injeção CC cresce, ocorre um aumento das perdas. Esta variação pode ser observada através da curva de perdas mostradas na figura 5.17:

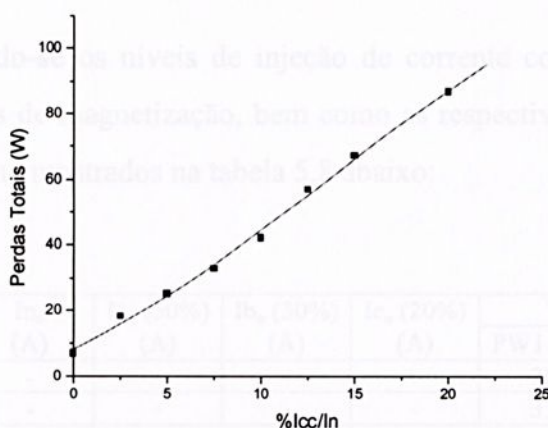


Fig.- 5.17 – Variação das perdas totais em função da variação dos níveis CC injetados –Ligação D-Y

O comportamento da curva indica uma linearidade. Sem excitação CC, as perdas totais é de aproximadamente 7 watts, enquanto para um nível de injeção de 20% as perdas são de aproximadamente 87 watts.

A variação das perdas em função da variação do nível de injeção para as duas ligações anteriores, possuem características diferentes. Isto é decorrente da mudança do conteúdo harmônico e da amplitude da corrente de excitação em função do tipo de ligação dos enrolamentos.

### 5.8.2 – Perdas nos Transformadores Trifásico de três colunas (núcleo envolvido)

Adotando os mesmos procedimentos experimentais utilizados nos ensaios para o banco trifásico, foi feita a análise para o transformador trifásico de três colunas (núcleo envolvido).

Os transformadores trifásicos de três colunas utilizados no arranjo experimental e as respectivas conexões são mostradas na tabela 5.7 abaixo:

Transformadores 3 colunas	Ligação	Relação	Patrimônio / Número
Principais:	D - Yt	220/191V	13329
Auxiliares:	D - Yt	220/191V	13328

Tabela 5.7 - Dados dos Transformadores Trifásicos 3 colunas

Variando-se os níveis de injeção de corrente contínua, foram feitas as medidas das correntes de magnetização, bem como as respectivas perdas Joules para a ligação D-Yt, conforme mostrados na tabela 5.8 abaixo:

Fonte CC % ( $I_n = 9,1A$ )	$I_a$ (A)	$I_{n_0}$ (A)	$I_{a_0}$ (50%) (A)	$I_{b_0}$ (30%) (A)	$I_{c_0}$ (20%) (A)	Watímetros		Perda Total
						PW1 (W)	PW2 (W)	
0,0	0,29	-	-	-	-	28	-6	22
2,5	0,32	-	-	-	-	31	-7	24
5,0	0,32	0,05	0,03	0,015	0,01	31	-6	25
7,5	0,33	0,60	0,30	0,18	0,12	31	2	33
10,0	0,34	1,05	0,53	0,31	0,21	32	3	35
12,5	0,34	1,35	0,68	0,40	0,27	32	4	36
15,0	0,34	1,64	0,82	0,49	0,33	32	5	37
20,0	0,37	2,20	1,10	0,66	0,44	34	8	42

Tabela 5.8 – Perdas para Transformador Trifásico 3 colunas- 220/191V - ligação D-Yt

Verifica-se que, a medida que os níveis de injeção CC cresce, ocorre um aumento das perdas. Esta variação pode ser observada através da curva de perdas mostrada na figura 5.18:

Como pode ser observado através da 5.19. O comportamento da curva indica uma linearidade. Sem excitação CC, as perdas totais são de aproximadamente 22 watts, enquanto para um nível de injeção de 20% as perdas são de aproximadamente 40 watts.

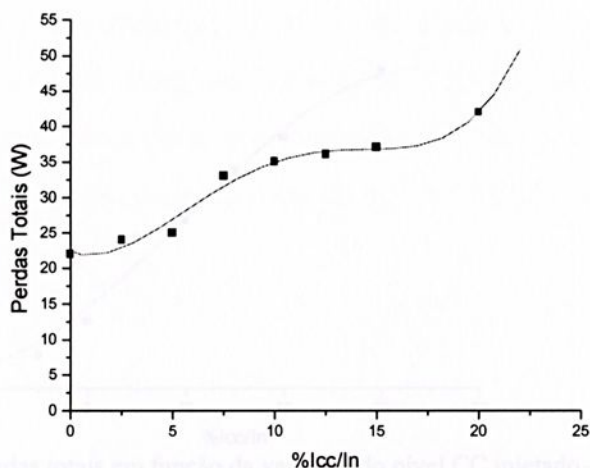


Figura 5.18 – Variação das perdas totais em função da variação do nível CC injetado – Ligação D-Yt

A curva de perdas apresenta um crescimento bem parecido com a observada para o banco trifásico. Esta curva tem um comportamento não linear, sendo que entre 7,5 e 15% da relação  $I_{cc}/I_n$ , os níveis de perdas são praticamente constantes. A diferença está nas perdas totais que, para 0% de  $I_{cc}$ , somam 22W e no nível máximo de injeção CC(20%), se igualam a 42W.

O mesmo ensaio foi feito utilizando-se a ligação D-Y. Variando-se os níveis de injeção de corrente contínua, foram feitas as medidas das correntes de magnetização e as respectivas perdas Joules, conforme mostra a tabela abaixo.

Fonte CC % ( $I_n = 9,1A$ )	$I_a$ (A)	$I_{a_0}$ (A)	$I_{b_0}$ (A)	$I_{c_0}$ (A)	Wattímetros		Perda Total
					PW1 (W)	PW2 (W)	
0,0	0,27	-	-	-	22	0	22
2,5	0,33	-	-	-	26	-4	22
5,0	0,61	-	-	-	39	-15	24
7,5	0,89	0,05	0,05	0,10	56	-27	29
10,0	1,17	0,10	0,10	0,30	72	-42	30
12,5	1,41	0,22	0,46	1,00	88	-55	33
15,0	1,65	0,24	0,98	1,20	104	-69	35
20,0	2,07	0,38	1,35	1,60	135	-96	39

Tabela 5.9 - Dados das Perdas para o Transformador Trifásico de três colunas- 220/191V - ligação D-Y

Verifica-se que, a medida que os níveis de injeção CC cresce, ocorre um aumento das perdas. Isto pode ser observado através da 5.19. O comportamento da curva indica uma linearidade. Sem excitação CC, as perdas totais são de aproximadamente 22 watts, enquanto para um nível de injeção de 20% as perdas são de aproximadamente 40 watts.

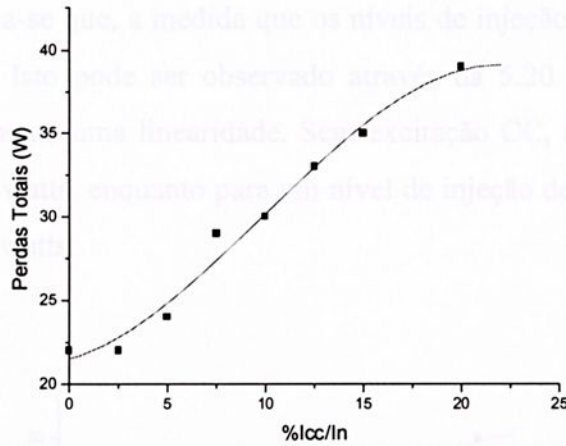


Figura 5.19 – Variação das perdas totais em função da variação do nível CC injetado – Ligação D-Y

### 5.8.3 – Perdas em Transformadores Trifásicos de cinco colunas(núcleo envolvente)

Adotando os mesmos procedimentos experimentais utilizados nos ensaios anteriores, a seguir são apresentados os resultados obtidos para os transformadores de cinco colunas.

Os transformadores trifásicos de cinco colunas que foram utilizados no arranjo experimental, para as conexões descritas, foram os seguintes.

Transformadores 5 colunas	Ligação	Relação	Patrimônio / Número
Principais:	D - Yt	220/191V	13330
Auxiliares:	D - Yt	220/191V	13331

Tabela 5.10 - Dados dos Transformadores Trifásicos de cinco colunas

Variando-se os níveis de injeção de corrente contínua, foram feitas as medidas das correntes de magnetização, bem como as respectivas perdas Joules para a ligação D-Yt, conforme mostrados na tabela 5.11 abaixo:

Fonte CC % (In = 9,1A)	Ia (A)	In <sub>o</sub> (A)	Ia <sub>o</sub> (50%) (A)	Ib <sub>o</sub> (30%) (A)	Ic <sub>o</sub> (20%) (A)	Watímetros		Perda Total
						PW1 (W)	PW2 (W)	
0,0	0,21	-	-	-	-	19	3	22
2,5	0,22	-	-	-	-	19	3	22
5,0	0,23	0,10	0,05	0,03	0,02	20	3	23
7,5	0,28	0,55	0,28	0,17	0,11	23	2	25
10,0	0,38	1,05	0,53	0,32	0,21	26	0	26
12,5	0,44	1,35	0,68	0,41	0,27	28	-1	27
15,0	0,53	1,64	0,82	0,49	0,33	31	-3	28
20,0	0,70	2,18	1,09	0,65	0,44	36	-6	30

Tabela 5.11 - Dados das Perdas para o Transformador Trifásico de cinco colunas - ligação D-Yt

Verifica-se que, a medida que os níveis de injeção CC cresce, ocorre um aumento das perdas. Isto pode ser observado através da 5.20. O comportamento da curva indica praticamente uma linearidade. Sem excitação CC, as perdas totais são de aproximadamente 22 watts, enquanto para um nível de injeção de 20% as perdas são de aproximadamente 30 watts.

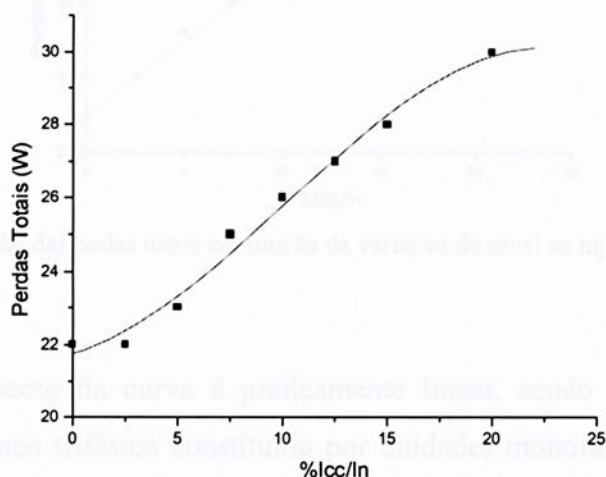


Figura 5.20 – Variação das pedas totais em função da variação do nível cc injetado – Ligação D-Yt

O mesmo ensaio foi feito utilizando-se a ligação D-Y. Variando-se os níveis de injeção de corrente contínua, foram feitas as medidas das correntes de magnetização e as respectivas perdas Joules, conforme mostra a tabela abaixo.

Fonte CC % (In = 9,1A)	Ia (A)	Ia <sub>0</sub> (A)	Ib <sub>0</sub> (A)	Ic <sub>0</sub> (A)	Watímetros		Perda Total
					PW1 (W)	PW2 (W)	
0,0	0,21	-	-	-	19	3	22
2,5	0,31	-	-	-	25	0	25
5,0	0,55	-	-	-	40	-12	28
7,5	0,72	0,06	0,06	0,20	55	-25	30
10,0	0,91	0,12	0,12	0,60	69	-38	31
12,5	1,11	0,26	0,52	1,00	86	-51	35
15,0	1,30	0,41	0,96	1,20	102	-65	37
20,0	1,69	0,56	1,42	1,62	132	-91	41

Planilha 5.12 - Dados das Perdas para o Transformador Trifásico de cinco colunas - ligação D-Y

A curva resultante da coleta de dados do ensaio do transformador trifásico 5 colunas para a ligação D-Y é traçada na figura 5.21:

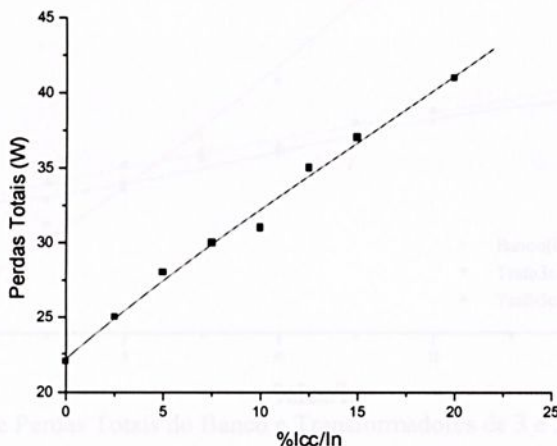


Figura 5.21 – Variação das perdas totais em função da variação do nível cc injetado – Ligação D-Y

O aspecto da curva é praticamente linear, sendo bastante semelhante àquela obtida no banco trifásico constituído por unidades monofásicas. Sem excitação CC, as perdas foram de 22 watts, enquanto para um nível de injeção CC de 20% as perdas foram de 41 watts.

## 5.9 – Comparação dos Resultados

Uma comparação dos resultados obtidos entre os três transformadores trifásicos, permitem uma avaliação global do comportamento das perdas totais dos mesmos quando submetidos às mesmas condições de dupla excitação.

Na figura 5.22 são apresentadas as curvas que mostram a evolução das perdas totais dos transformadores em função da variação do nível CC injetado para a conexão dos enrolamentos em D-Y. Estes resultados são para os transformadores trifásicos de três e cinco colunas bem como para o banco trifásico constituído por unidades monofásicas.

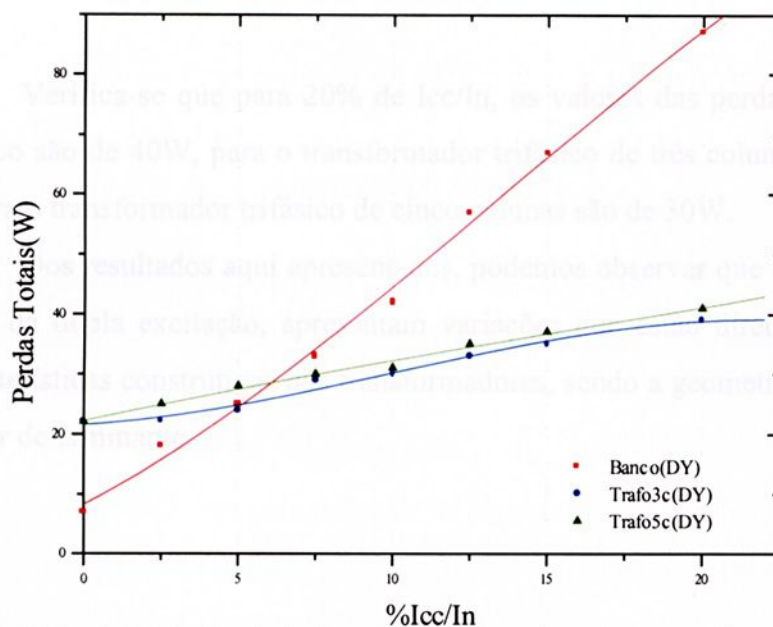


Fig.- 5.22 – Curva de Perdas Totais do Banco e Transformadores de 3 e 5 colunas, ligação D-Y

Como pode ser observado, em 20% de injeção cc, as perdas são muito mais acentuadas para o banco trifásico (80W), enquanto para os transformadores de três e cinco colunas as perdas são de aproximadamente 40W.

A mesma análise foi feita, para os três transformadores, mudando agora para a ligação D-Yt. Os resultados são apresentados na figura 5.23:

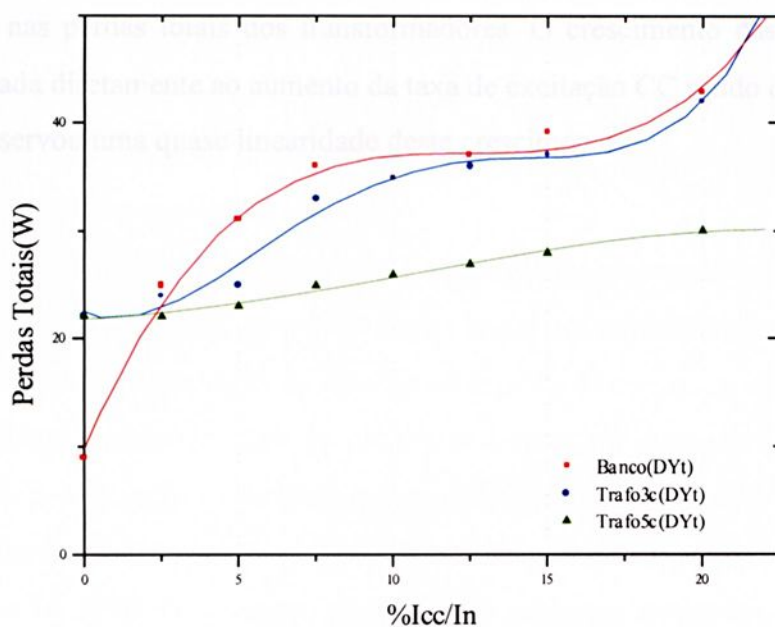


Fig.- 5.23 – Curva de Perdas Totais do Banco e Transformadores de 3 e 5 colunas, ligação D-Yt

Verifica-se que para 20% de  $I_{cc}/I_n$ , os valores das perdas totais para o banco trifásico são de 40W, para o transformador trifásico de três colunas são também de 40W e para o transformador trifásico de cinco colunas são de 30W.

Dos resultados aqui apresentados, podemos observar que as perdas totais provenientes da dupla excitação, apresentam variações que estão diretamente ligadas com as características construtivas dos transformadores, sendo a geometria do núcleo se constitui fator determinante.

### 5.10 – Conclusões

Pode ser observado que, para qualquer que seja a característica geométrica do núcleo e ainda dependendo dos níveis de injeção CC praticados, a dupla excitação causa mudanças nos valores da corrente de excitação fazendo com que exista um aumento nas perdas totais dos transformadores. O crescimento das perdas Joules totais está ligada diretamente ao aumento da taxa de excitação CC sendo que, na maioria das vezes, observou uma quase linearidade deste crescimento.

Em todos os casos analisados, a medida em que os níveis de injeção de corrente contínua é aumentado, as perdas Joules totais dos transformadores crescem de forma linear ou não, dependendo do tipo de arranjo do núcleo e da ligação dos seus enrolamentos. Uma explicação para as diferentes formas da evolução das perdas em função dos níveis de injeção cc praticados, está diretamente relacionada com o conteúdo harmônico presente nas correntes de excitação. Dependendo do tipo de ligação dos enrolamentos e do nível de saturação do núcleo, o conteúdo harmônico bem como as suas amplitudes, provocando assim uma variação nas perdas totais.

No transformador trifásico com núcleo de três colunas, constatou-se que para uma injeção equilibrada de corrente contínua nas três fases, o mesmo mostrou-se

## Capítulo 6

### Conclusão Final

A proposta deste trabalho foi a de estudar a influência da dupla excitação CA/CC nas perdas totais em transformadores trifásicos com diferentes configurações geométricas de núcleos.

Para a análise da proposta acima, foi feito de início um estudo das principais fontes responsáveis pela injeção de componentes contínuas em sistemas projetados para operar em corrente alternada. Foi observado que sob esta condição anormal de funcionamento, os transformadores trifásicos passam a operar de forma saturada, apresentando o fenômeno da magnetização assimétrica o qual, provoca distorções e elevados picos nas correntes de excitação. Em decorrência disto, ocorre um aumento nas perdas joules totais do transformador o que, acaba elevando a temperatura interna provocando uma diminuição da vida útil dos dielétricos.

Com relação as fontes de correntes contínuas que podem provocar o fenômeno da magnetização assimétrica, constatou-se que os níveis que podem ser injetados são variáveis e de difícil previsão de ocorrências, visto que em sua maioria, são provenientes de mal funcionamento de equipamentos construídos com dispositivos a estado sólido e pertencentes aos sistemas elétricos de potência.

Os estudos experimentais foram realizados com transformadores de bancada e com baixa potência, os quais possibilitaram uma representação bem clara dos fenômenos ocasionados pela dupla excitação.

Em todos os casos analisados, a medida em que os níveis de injeção de corrente contínua é aumentado, as perdas Joules totais dos transformadores crescem de forma linear ou não, dependendo do tipo de arranjo do núcleo e da ligação dos seus enrolamentos. Uma explicação para as diferentes formas da evolução das perdas em função dos níveis de injeção cc praticados, esta diretamente relacionada com o conteúdo harmônico presente nas correntes de excitação. Dependendo do tipo de ligação dos enrolamentos e do nível de saturação do núcleo, o conteúdo harmônico bem como as suas amplitudes, provocando assim uma variação nas perdas totais.

No transformador trifásico com núcleo de três colunas, constatou-se que para uma injeção equilibrada de corrente contínua nas três fases, o mesmo mostrou-se

imune ao fenômeno da magnetização assimétrica, visto que, nesta situação, as componentes contínuas das correntes secundárias produzem fluxos com amplitudes e direções iguais, e o transformador não sofre a influência da saturação assimétrica. Logo, as correntes de excitação não possuem valor médio e seu conteúdo harmônico fica inalterado.

Os estudos de perdas podem ser complementados com a análise do material do núcleo. A densidade de fluxo em núcleos de transformadores de potência apresentam valores variados para cada tipo de material magnético utilizado. A referência [08] estabelece um crescente aumento em perdas totais no núcleo em relação à densidade de fluxo.

A componente contínua injetada nos transformadores contribui para o alinhamento dos domínios magnéticos do núcleo, reduzindo assim as perdas no ferro.

Como sugestão para continuação dos trabalhos, cito:

Modelagem matemática mais abrangente e respectiva simulação digital com o objetivo de avaliar com mais precisão as perdas totais dos transformadores trifásicos, para cada uma das geometrias de núcleos usuais.

Metodologias para estudos, análises e medidas dos diferentes tipos de perdas (joule, ferro e parasitas ou suplementares).

[06] KOZLOWSKI, M.; TIROWSKI, J. - "Stray Losses And Local Overheating Hazard in Transformers". INTERNATIONAL CONFERENCE ON LARGE HIGH VOLTAGE ELECTRIC SYSTEMS, Paris, August - 1972.

[07] NEWBURY, R. A. - "Prediction of Loss in Silicon Steel from Distorted Waveforms". IEEE Transactions on Magnetics, Vol. Mag-14, nº 4, July - 1978.

[08] NAKATA, T.; ISHIHARA, Y.; NAKANO, M. - "Iron Losses of Silicon Steel Core Produced by Distorted Flux". ELECTRICAL ENGINEERING IN JAPAN, vol. 91, no 1, 1970.

## Referências Bibliografia

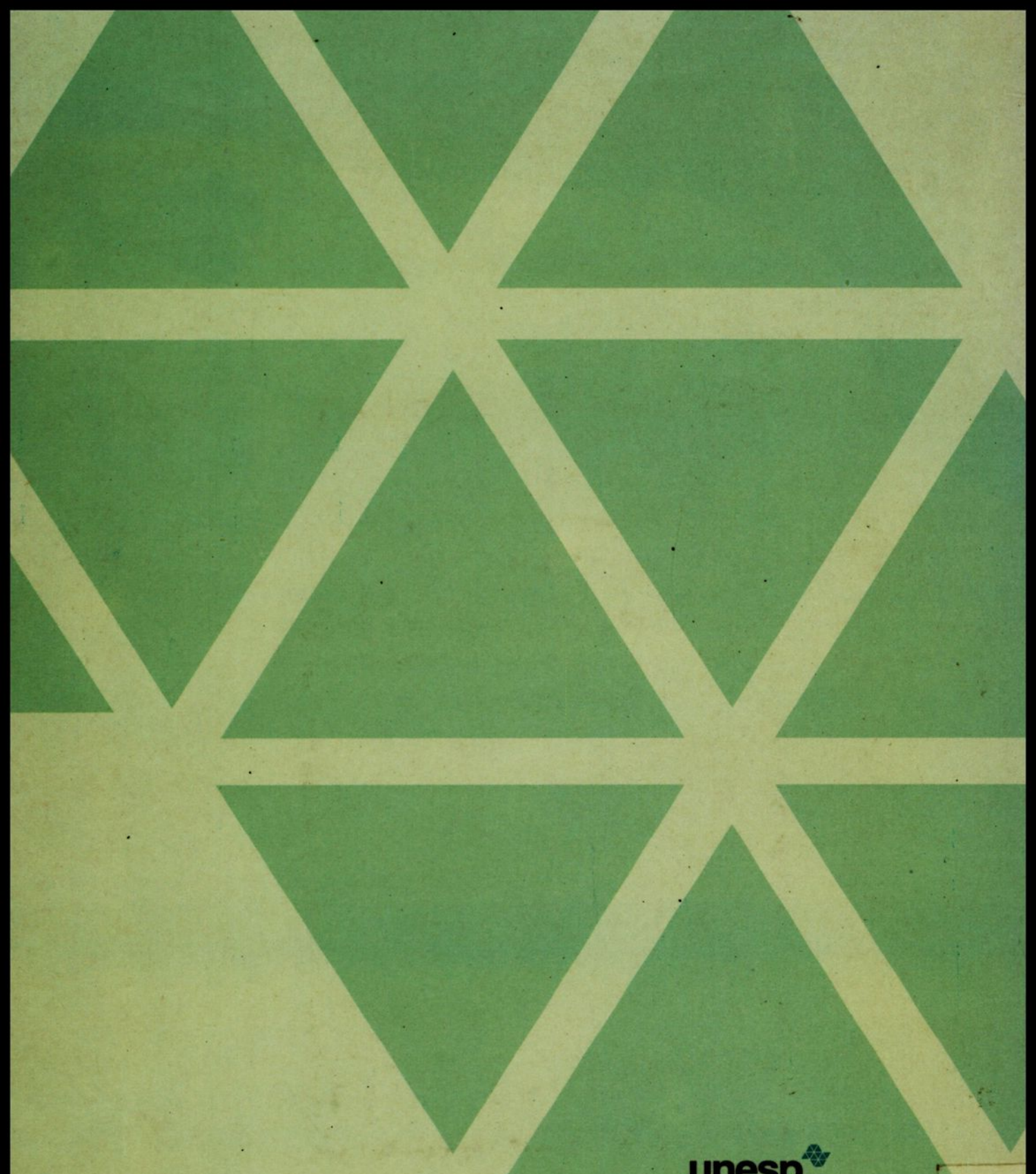
- [01] ROSSI, J. C. – “Saturação Assimétrica em Transformadores Trifásicos”.  
Tese de Doutorado, UNICAMP, Campinas - SP., Dezembro de 1996.
- [02] DE OLIVEIRA, L. C. O. – “ Transformadores de Potência sob Dupla Excitação C.A/C.C.”. Tese de Doutorado, UNICAMP, Campinas - SP., Julho de 1990.
- [03] DELAIBA, A. C. – “ Comportamento de Transformadores com Cargas não Lineares: Uma Abordagem Analítica, Experimental e Numérica pelo Método dos Elementos Finitos” -Tese de Doutorado, USP, São Paulo – SP, Julho de 1997.
- [04] BOLDUC, L.; AUBIN, J. – “Effects of Direct Current in Power Transformers – Part I: A General Theoretical Approach”. ELECTRIC POWER SYSTEMS RESEARCH, Vol.1, pp., 291-298,1978.
- [05] EMANUEL, A. E.; SZABADOS, B. - “Effect of Voltage and Current Distortion on Iron and Copper Losses”, IEEE, 1984.
- [06] KOZLOWSKI, M.; TUROWSKI, J. – “Stray Losses And Local Overheating Hazard In Transformers”. INTERNATIONAL CONFERENCE ON LARGE HIGHT TENSION ELECTRIC SYSTEMS, Paris, August – 1972.
- [07] NEWBURY, R. A. – “Prediction of Loss in Silicon Steel from Distorted Waveforms”. IEEE – Transactions on Magnetics, Vol. Mag-14, n° 4, July – 1978.
- [08] NAKATA, T.; ISHIHARA, Y.; NAKANO, M. - “Iron Losses of Silicon Steel Core Produced by Distorted Flux” - ELECTRICAL ENGINEERING IN JAPAN, vol.90, no 1, 1970.

- [09] EMANUEL, A. E.; WANG, X. - " Estimation of Loss of Life of Power Transformers Supplying Nonlinear Loads", IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-104, no. 3, March 1985.
- [10] HSIAO, YU-TI; ANDERSEN, J. - " Harmonic Power Evaluation into Lossy Reactive Loads of Semi-Uniformly Lossy Power Systems", ELECTRIC POWER SYSTEMS RESEARCH, 135 – 150, 1991.
- [11] BRAILFORD, F. – "Current and Power Relationships in the Measurement of Iron Losses in a Three-limb Transformer Core". MEASUREMENTS SECTION, paper n° 1550, March, 1954.
- [12] YACAMINI, R. – "Harmonics Produced by Direct Current in Converter Transformers". IEE PROCEEDINGS, Vol. 125, N°9, September 1978, pp.873-878.
- [13] YACAMINI, R. – "Transformer inrush calculations using a coupled electromagnetic model". IEE PROCEEDINGS, Vol. 141, N°6, September 1994, pp.491-498.
- [14] NAKRA, H. L. – "Three Phase transformer transients". IEEE Transformers Committee, Vol. 243, N°6, November 1973, pp.1810-1819.
- [15] HOCK-CHUAN TAY; GLENN W. SWIFT – "On The Problem Of Transformer Overheating Due To Geomagnetically Induced Currents". IEEE Transaction on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-104, N°1, January 1985, pp.212-219.
- [16] C. E. LIN, C. L. CHENG, C. L. HUANG – "Hysteresis Characteristic Analysis of Transformer Under Different Excitations- Using Real Time Measurement". IEEE Transactions on Power Delivery, Vol.6, N°2, April 1991, pp.873-879.



- [17] Y. BAGHZOUZ, X. D. GONG – “Analysis of Three-Phase Transformer No-Load Characteristics”. IEEE Transactions on Power Delivery, Vol.10, N°1, February 1995, pp.18-26.
- [18] P. PICHER, A. DUTIL, V. Q. PHAM – “Study of the Acceptable DC Current Limit in Core-Form Power Transformers”. IEEE Transactions on Power Delivery, Vol.12, N°1, February 1997, pp.257-265.
- [19] J. S. HSU, H. H. WOODSON, S. P. LIOU – “Experimental Study of Harmonic-Flux Effects in Ferromagnetic Materials”. IEEE Transactions on Magnetics, Vol.25, N°1, May 1989, pp.2678-2685.





**unesp** 

**UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA  
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"**

**Câmpus de Ilha Solteira  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica  
Av. Brasil Centro, 56  
15385-000 Ilha Solteira - SP  
[www.dee.feis.unesp.br](http://www.dee.feis.unesp.br)**

