

Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”
Campus de Ilha Solteira - Faculdade de Engenharia
- Departamento de Engenharia Elétrica -

TRANSFORMADORES TRIFÁSICOS OPERANDO COM DUPLA EXCITAÇÃO CA/CC

Texto Sistematizado dos trabalhos de pesquisa originais desenvolvidos e apresentados à Universidade Estadual Paulista - Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira como parte dos requisitos para a obtenção do Título de Livre-Docente em Engenharia Elétrica, no conjunto de Disciplinas Instalações Elétricas I e II do Departamento de Engenharia Elétrica

José Carlos Rossi

Ilha Solteira, Setembro de 2002

1210001359



SUMÁRIO

CAPITULO I – INTRODUÇÃO	01
1.0 Introdução Geral	01
CAPITULO II – FONTES CC E O FENÔMENO DA DUPLA EXCITAÇÃO CA/CC.	02
2.1 Objetivo	02
2.2 Análise do Fenômeno da Magnetização Assimétrica	02
2.3 Efeitos da Magnetização Assimétrica	06
2.3.1 Perdas no Núcleo	07
2.3.2 Perdas no Cobre	08
2.3.3 Aquecimentos Localizados	09
2.3.4 Fluxo de Reativos	11
2.3.5 Distroção Harmônica	11
2.3.6 Sistema de Proteção	12
2.3.7 Efeitos da Variação da Alimentação	13
CAPÍTULO III – 1º TRABALHO – “A INFLUÊNCIA DA DUPLA EXCITAÇÃO C.A./C.C.NA DEMANDA DE POTÊNCIA REATIVA EM TRANSFORMADORES TRIFÁSICOS”	15
3.1 Objetivo	16
3.2 Introdução	16
3.3 Modelagem Matemática	16
3.4 Estudos Experimentais	22
3.5 Simulação Digital	30
3.6 Comparação entre os Resultados Experimentais e Simulados	34



	ii
3.7 Conclusão Final	35
3.8 Referência Bibliográfica	35
CAPÍTULO IV – 2º TRABALHO – “PERDAS EM TRANSFORMADORES QUANDO SUBMETIDOS A UMA DUPLA EXCITAÇÃO CA/CC”	38
4.1 Objetivo	39
4.2 Introdução	39
4.3 Resultados Experimentais	40
4.4 Conclusões Gerais	49
4.4 Referência Bibliográfica	49
CAPÍTULO V – 3º TRABALHO – “INFLUÊNCIA DE CORRENTES HARMÔNICAS NA PERDA DE VIDA ÚTIL DE TRANSFORMADORES DE DISTRIBUIÇÃO”	52
5.1 Objetivo	52
5.2 Introdução	52
5.3 Curvas de Carga Representativa dos Transformadores	54
5.4 Análise do Efeito da Variação da Frequência nos Parâmetros Internos do Transformador	63
5.5 Fontes de Aquecimento no Transformador quando Operando Sob Condições Distorcidas	70
5.6 Cálculo das Temperaturas Internas do Transformador	78
5.7 Perda da Vida Útil	91
5.8 Simulações	101
5.8.5 Considerações finais	111
5.9 Referências Bibliográficas	113
CAPÍTULO VI – 4º TRABALHO – “PROJETO DE PESQUISA(Auxílio a Pesquisa)	114
6.1 Objetivo	115
6.2 Adequação do Laboratório para Análises Experimentais	116



Resumo

Neste trabalho apresenta-se as análises e os principais resultados das pesquisas desenvolvidas, e, ainda em desenvolvimento, após a obtenção do título de doutor em engenharia elétrica.

A tese de Doutorado, realizada na Faculdade de Engenharia Elétrica e Computação da UNICAMP, apresentou uma proposta de estudos sobre o comportamento da corrente de excitação de transformadores trifásicos de distribuição quando os mesmos eram submetidos a uma dupla excitação ca/cc.

Segundo esta condição de funcionamento, foram detectados uma série de fenômenos que possibilitam condições operacionais desfavoráveis tanto para o equipamento quanto para a rede básica de alimentação.

Desta forma, abriu-se uma linha de investigação sobre estes fenômenos, resultando assim, em uma série de trabalhos já desenvolvidos e ainda em desenvolvimento.

Neste texto sistematizado, são apresentados os resultados alcançados, as análises decorrentes e as conclusões sobre os transformadores operando sob estas condições não idealizadas.



Proc. 053/2003-NRD 024/03

UNESP - "CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA"	
SERVIÇO TÉCNICO DE BIBLIOTECA E DOCUMENTAÇÃO	
DATA DE CHEGADA	DATA DE TOMBO
<i>26.02.03</i>	<i>31.03.03</i>
RECEBIDO	TOMBO
<i>Ailza</i>	<i>Tc. 1359</i>
AQUIÇÃO	CLASSIFICAÇÃO
<i>Doação Antônio R\$ 10,00</i>	<i>R832t</i>

Co Sys - 185863
Sys - 54749

30400007 ENGENHARIA ELÉTRICA

Capítulo I

1.0 – Introdução Geral

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 0,1 Hz. 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. 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 em sistemas projetados para operar em corrente alternada nas diferentes regiões industrializadas do mundo é, sem dúvida, a crescente utilização de equipamentos e sistemas com acionamentos 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 1% a 4% de suas respectivas correntes nominais.

Este fato tem motivado inúmeras investigações sobre o comportamento dos transformadores de potência sob condições de dupla excitação c.a. e c.c. Vários trabalhos tem abordado o assunto, dando especial destaque à questão da geração de harmônicas e a sua propagação pelo sistema alimentador, potência reativa absorvida, as perdas adicionais provocadas por esta situação e o comprometimento da vida útil.

No capítulo 2, de modo a facilitar a visão de conjunto de trabalhos desenvolvidos nesta linha de pesquisa, neste texto foi feita uma breve introdução sobre o fenômeno da dupla excitação abordando principalmente, o efeito da componente de contínua sobre a corrente de excitação dos transformadores trifásicos.

Nos capítulos 3, 4 e 5, o texto apresenta, de forma resumida os trabalhos já concluídos em seus objetivos, metodologias e os resultados alcançados.

No capítulo 6 é apresentado o laboratório de pesquisa em qualidade de energia montado a partir de um projeto de pesquisa individual, financiado pela FAPESP.



Capítulo II

FONTES C.C. E O FENÔMENO DA DUPLA EXCITAÇÃO C.A. / C.C.

2.1 - Objetivo

Neste capítulo apresenta-se 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 projetados para operar em corrente alternada.

Sob essas condições anormais de operação, os transformadores pertencentes a estes sistemas, ficam submetidos a uma dupla excitação c.a. / c.c. o que provoca uma magnetização assimétrica do núcleo. Como consequência, uma série de problemas afetam estes equipamentos auxiliares, os quais também são abordados neste capítulo. As correntes de excitação em regime permanente e transitório também são estudadas.

2.2 - Análise do Fenômeno da Magnetização Assimétrica

Da teoria clássica, sabe-se que, um transformador sem carga, 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 produzi-lo.

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

A citada assimetria magnética ocorre, por exemplo, quando os transformadores alimentam cargas cujas correntes de alimentação possuem níveis médios diferentes de zero. Nestas condições operativas destaca-se que, devido a impossibilidade física de se transferir sinais contínuos de corrente do secundário para o primário, acontecem saturações assimétricas, resultantes da composição do fluxo convencional c.a. com um fluxo residual c.c.

A análise qualitativa do fenômeno pode ser feita considerando-se o arranjo experimental ilustrado na figura 2.1, que consiste de um retificador trifásico com ponto



médio (unidirecional), alimentando uma carga resistiva. A utilização deste retificador, neste exemplo, é feita somente para evidenciar o fenômeno da magnetização assimétrica, visto que na prática o mesmo não é aplicado em sistemas de alta potência por apresentar altos valores médios. Nestas condições, a corrente média por fase que circula do lado do secundário do transformador é igual a $1/3$ da corrente média da carga.

Com a chave S aberta o transformador encontra-se trabalhando a vazio e a única corrente que circula é a de excitação. Inicialmente considerando o banco trifásico, o fechamento da chave S determina o instante a partir do qual o transformador fica sujeito a aproximadamente a $1/3$ da corrente média de carga em cada fase do seu enrolamento secundário devido a retificação unidirecional adotada.

O comportamento transitório das correntes primária, secundária e de excitação é ilustrado na figura 2.2.

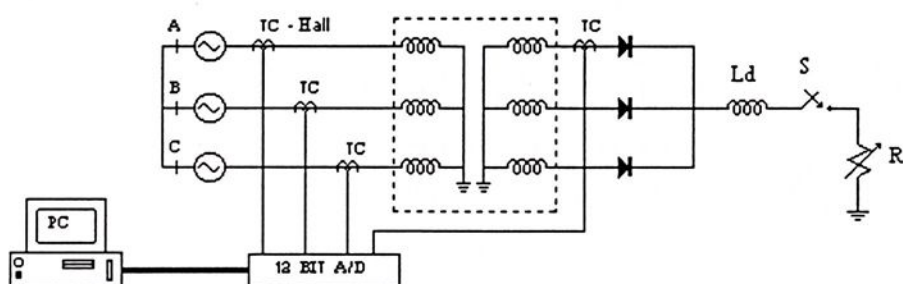


Figura 2.1 - Arranjo experimental com retificador trifásico com ponto médio (unidirecional)

A título de análise, a corrente total primária da fase A, vista no oscilograma superior (Fig. 2.2.a), pode ser considerada como sendo constituída de duas parcelas. A primeira parcela é a corrente da carga da fase A refletida para o enrolamento primário na relação 1:1. Esta corrente possui então a mesma forma de onda da corrente secundária ilustrada no oscilograma. Pode ser constatado também que esta parcela da corrente primária se estabelece, no enrolamento primário assim que a chave S é fechada e apresentando um valor médio diferente de zero segundo a constante de tempo definida pela carga resistiva e pelo indutor de alisamento L_d .

A segunda parcela, ou seja, a corrente de excitação, é sistematicamente alterada até que no regime permanente um valor médio líquido nulo seja obtido. O comportamento transitório da corrente de excitação da fase A pode ser observado no oscilograma inferior da figura 2.2(a), o qual foi obtido através da soma da corrente total primária mais a corrente de carga secundária.

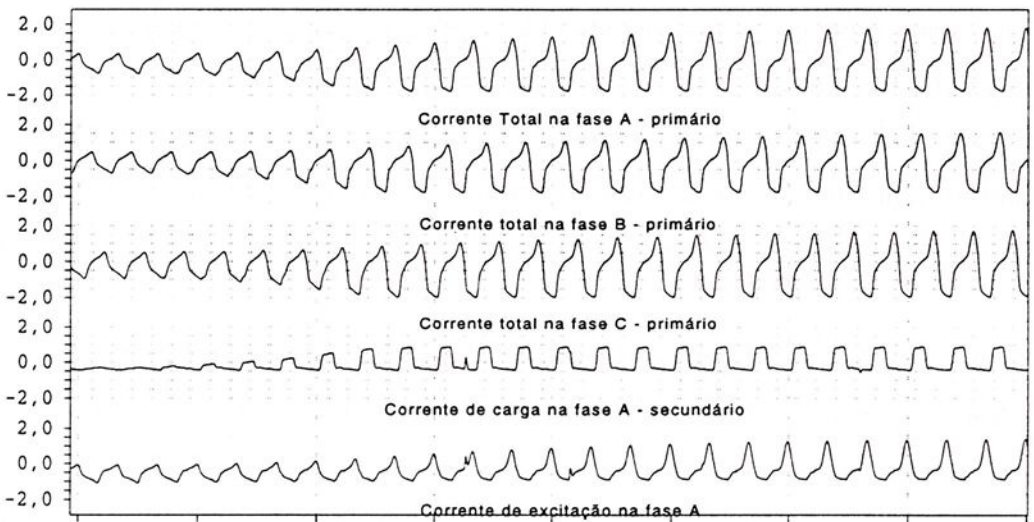
Uma vez atingido o regime permanente verifica-se que a corrente de excitação

resultante apresenta valor médio diferente de zero e uma acentuada distorção harmônica, caracterizada pelos aumentos expressivos das componentes de ordem ímpar e, sobretudo, o aparecimento de ordens harmônicas pares em níveis igualmente apreciáveis.

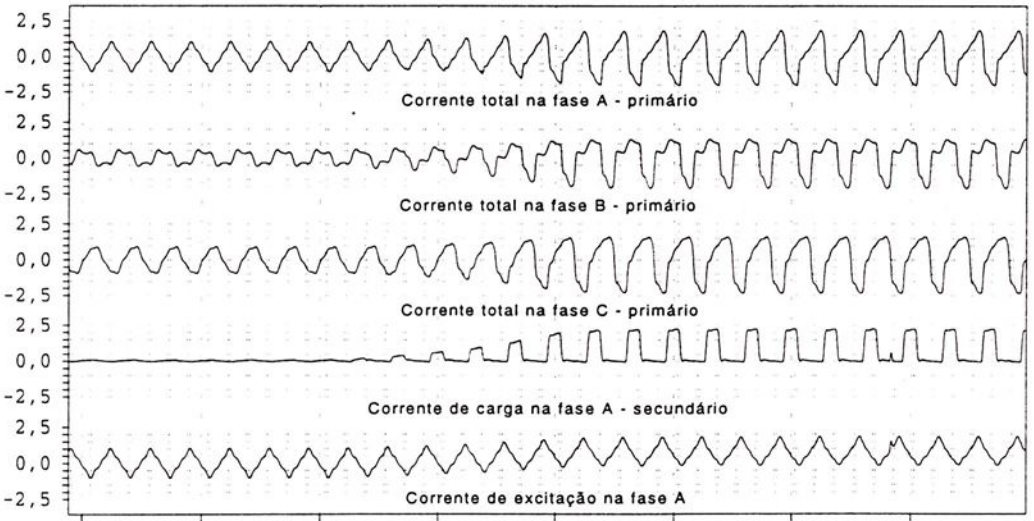
Substituindo-se o banco trifásico constituído por unidades monofásicas, por um transformador trifásico com um núcleo de três colunas, foi adotado o mesmo procedimento e os resultados podem ser observados no oscilograma da figura 2.2 (b).

Nesta condição, as componentes contínuas das correntes secundárias produzem fluxos com amplitudes e sentidos iguais, e o transformador não sofre a influência da saturação assimétrica. Logo, como observado no oscilograma da figura 2.2.(b), a corrente de excitação não apresenta alteração no conteúdo harmônico.

Nas duas situações apresentadas acima, pode ser verificado que existe uma substancial diferença de comportamento entre os dois tipos de transformadores trifásicos,



(a) Banco trifásico constituído de unidades monofásicas



(b) Transformador trifásico com núcleo de três colunas - núcleo envolvido

Figura 2.2 - Magnetização assimétrica devido a injeção c.c. equilibrada

sob efeito de excitação simultânea c.a. / c.c. Isto se deve fundamentalmente às diferentes constituições magnéticas dos núcleos, ou seja, nos transformadores trifásicos do tipo banco de monofásicos cada fase tem um comportamento magnético próprio e independente, enquanto que no trifásico tipo envolvido verifica-se uma forte interação magnética entre as fases. Desta forma, conclui-se, a princípio, que para cada um dos dois tipos de transformadores devem ser estabelecidos modelos matemáticos específicos.

O fenômeno da magnetização assimétrica também pode ser observado através de uma injeção desequilibrada de corrente contínua, proveniente de defeitos em dispositivos que utilizam componentes a estado sólido.

O arranjo experimental da figura 2.3, ilustra um retificador trifásico de onda completa. Sabe-se, que este tipo de retificação não apresenta valores médios nas correntes de alimentação. Entretanto, com o objetivo de ilustrar o comportamento do transformador alimentador mediante uma injeção c.c. desequilibrada, propositadamente foi provocado um defeito no diodo do barramento positivo da fase B. Isto acarreta um desequilíbrio operacional resultando no aparecimento de componentes médias nas correntes de alimentação o que leva o núcleo do transformador a um estado de saturação assimétrica. Neste caso, como o transformador está ligado em estrela isolada, a soma das correntes deve ser nula.

No oscilograma da figura 2.4 (a) estão representadas as correntes das fases A,B e C, a corrente de carga secundária da fase A e a corrente de excitação resultante desta fase, para o transformador trifásico do retificador de onda completa do tipo banco trifásico constituído por unidades monofásicas. Como no caso do retificador com ponto médio, pode ser observado que a partir da abertura da chave S e conseqüente desequilíbrio da ponte, a corrente de excitação resultante apresenta valor médio diferente de zero e uma acentuada distorção harmônica.

Substituindo-se o banco trifásico anterior por um transformador trifásico de três colunas, pode ser observado no oscilograma da figura 2.4 (b), que para uma injeção desequilibrada, o transformador passa a apresentar valores médios nas correntes de excitação resultantes, e como nos casos anteriores, também apresentam acentuada distorção harmônica com aumento significativo das componentes de ordem ímpar e o aparecimento das ordens harmônicas pares.

Os transformadores de correntes utilizados nestes ensaios são do tipo "Efeito Hall".



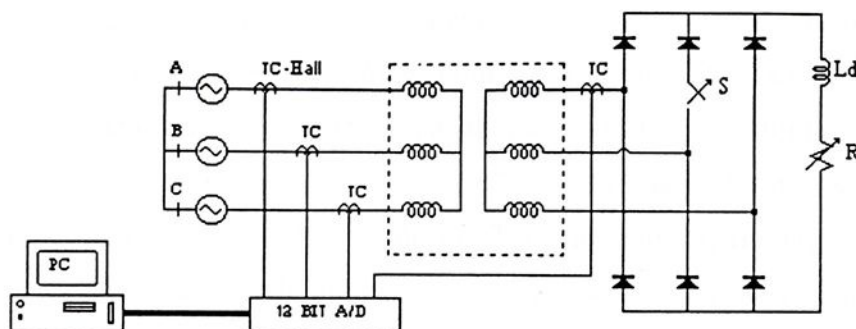
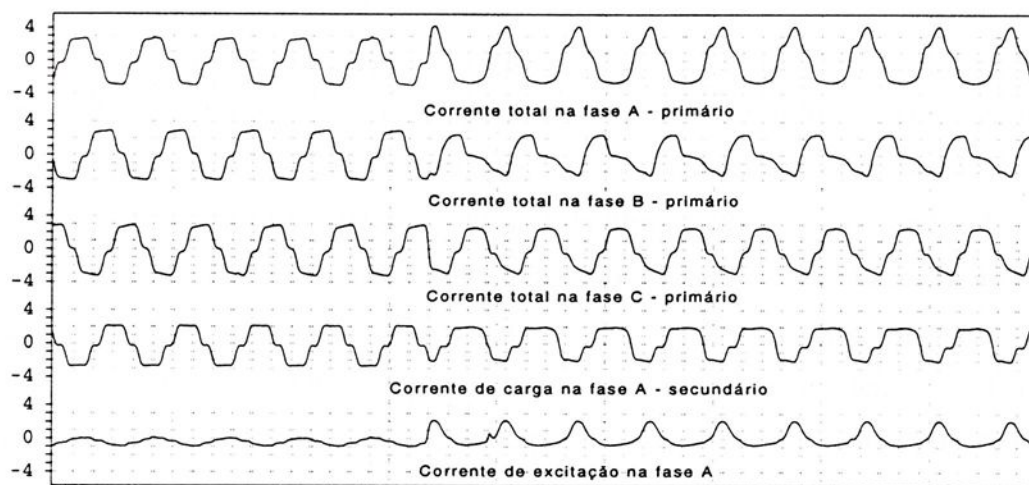
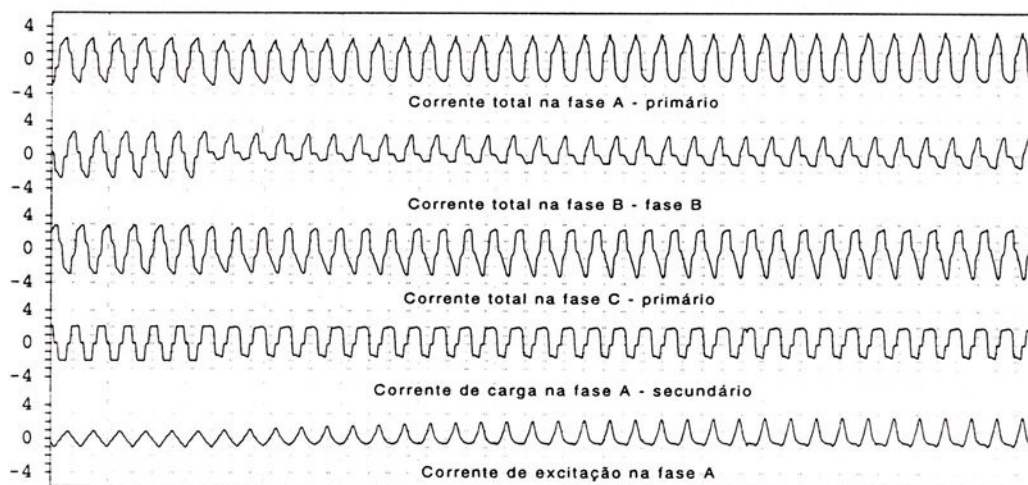


Figura 2.3 - Arranjo experimental com retificador trifásico de onda completa (bidirecional)



(a) Banco trifásico constituído de unidades monofásicas



(b) Transformador trifásico com núcleo de três colunas - núcleo envolvido

Figura 2.4 - Magnetização assimétrica devido a injeção c.c. desequilibrada

2.3 - Efeitos da Magnetização Assimétrica

Os aumentos expressivos nos valores eficazes da corrente de excitação, e a substancial alteração do seu conteúdo harmônico, devido a magnetização assimétrica do

núcleo produzida pela excitação c.c., podem ter conseqüências danosas para o transformador e para o sistema elétrico como um todo. 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 ; operação inadequada do sistema de proteção, resultando, em última análise, na degradação da qualidade de fornecimento da energia elétrica.

2.3.1. - Perdas no Núcleo

Quando se adota o circuito equivalente tradicionalmente utilizado na representação de transformadores de potência, é possível concluir que as perdas no núcleo diminuem com o aumento da excitação c.c. Este efeito decorre da diminuição da tensão induzida com o aumento da corrente magnetizante devido a queda de tensão na reatância de dispersão. Naturalmente isto se aplica somente se a resistência equivalente de perdas no núcleo for considerada constante. De fato a hipótese da invariância desta resistência de perdas é plenamente aceitável. Em testes realizados, pode-se observar que a tensão secundária dividida pela parcela da corrente de excitação em fase com a mesma manteve-se aproximadamente constante para qualquer nível de corrente contínua injetada.

Por outro ponto de vista, pode-se concluir que as perdas no núcleo possuem uma tendência global de diminuir na presença de corrente contínua. As perdas por correntes de Foucault 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. É conhecido que sob dupla excitação o transformador opera na região saturada e devido às altas correntes magnetizantes 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 os harmônicos de ordens mais altas, a reação causada pelas correntes parasitas faz com que a indução magnética não seja uniforme apresentando-se menor no centro das laminas de aço. Isto implica em um efeito ainda menor das correntes harmônicas induzidas sobre as perdas por correntes parasitas. Nestas condições, conclui-se que estas perdas tendem a permanecer praticamente inalteradas frente a ocorrência de dupla excitação c.a. e c.c..

As perdas por histerese, por sua vez, está relacionada com a energia necessária para orientar os domínios magnéticos. Esta energia é reduzida com o aumento da corrente contínua injetada. Tal fato decorre de que o número de domínios magnéticos que retém



suas orientações esta diretamente ligados com o aumento do fluxo c.c. no núcleo e este por sua vez, está relacionado com a corrente contínua injetada. Nestas condições é possível concluir que a área definida pelo laço de histerese em condições normais de operação, é ligeiramente maior que a respectiva área, em condições de dupla excitação, figura 2.5.

Novamente, a pequena influência da distorção harmônica do fluxo no comportamento da perda por histerese pode ser atribuída às baixas amplitudes dos componentes harmônicos. Os níveis encontrados na maioria dos casos práticos são tais que não provocam o aparecimento de ciclos de histerese secundários e, nestas condições, estas perdas são dadas apenas pela área do ciclo principal.

Deve ser reconhecido que, este caso de operação anormal com excitações simultâneas c.a. e c.c., nada tem em comum com a sobreexcitação de transformadores onde as perdas por histerese e Foucault são efetivamente incrementadas.

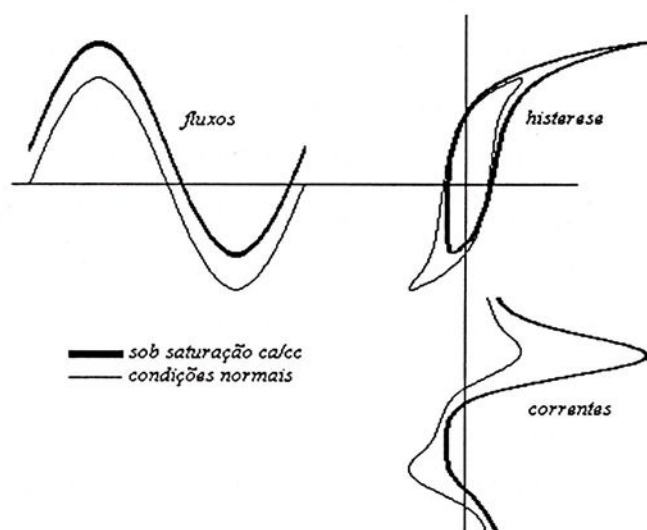


Figura 2.5 - Laço de histerese sob magnetização assimétrica

2.3.2. - Perdas no Cobre

As perdas no cobre em um transformador de potência operando sob condições normais situam-se, em geral, entre 0,5% e 2% de sua potência nominal. Nestas condições, a corrente magnetizante tem um efeito insignificante na sua composição das perdas totais no cobre. Todavia, sob condições de dupla excitação, tal fato pode não ser verdadeiro, sobretudo devido ao expressivo conteúdo harmônico das correntes que circulam pelos enrolamentos.

Na literatura clássica, é comum considerar as perdas no cobre como sendo compostas por duas parcelas. A primeira representa as perdas na resistência c.c. dos enrolamentos e a segunda parcela associada às perdas suplementares. Estas últimas são compostas, principalmente, pelas perdas magnéticas nas partes metálicas e pelas perdas no cobre devidas ao fluxo de dispersão.

A determinação analítica da variação das perdas suplementares com a frequência não é uma tarefa simples e normalmente requer estudos detalhados envolvendo aspectos construtivos bem como as dimensões físicas dos transformadores. No entanto, sob o ponto de vista qualitativo é possível considerar os resultados apresentados em estudos anteriores como bons indicadores da influência da dupla excitação c.a. e c.c. sobre as perdas no cobre. Nestes estudos comprovou-se experimentalmente que para frequências inferiores a décima ordem é razoável admitir as perdas suplementares globais variando com o quadrado da frequência. Assim, uma vez que a distribuição espectral das componentes harmônicas da corrente de excitação, sob magnetização assimétrica, apresentam-se concentrados em frequências de até sétima ordem, a adoção da metodologia de cálculo proposta em alguns trabalhos pode ser considerada adequada para esta avaliação.

Adotando-se pois a metodologia citada conclui-se que de um modo geral as perdas no cobre atingem proporções significativas apenas para altos níveis de injeção c.c. Para níveis de injeção c.c. inferiores a 10% da corrente nominal dos transformadores as perdas no cobre calculadas aumentaram no máximo em 7%, e ainda podem ser consideradas conservativas de acordo com a metodologia de cálculo utilizada.

Desta forma, em última análise, conclui-se que as preocupações com respeito ao aumento das perdas no cobre devido a magnetização assimétrica restringem-se praticamente a casos associados a tempestades geomagnéticas.

2.3.3. - Aquecimentos Localizados

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

Em transformadores de potência, a região do ponto mais quente esta localizada normalmente na extremidade superior dos enrolamentos. Nesta região a temperatura do óleo é mais elevada e as perdas suplementares específicas (W/m^3) são substancialmente



maiores. Isto decorre do fato de que as espiras (ou bobinas) situadas nas extremidades dos enrolamentos estão sujeitas a maiores valores de intensidade de campo magnético radial. A figura 2.6 ilustra uma distribuição típica dos campos axiais (H_y) e radiais (H_x) ao longo do enrolamento de um transformador de potência.

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.

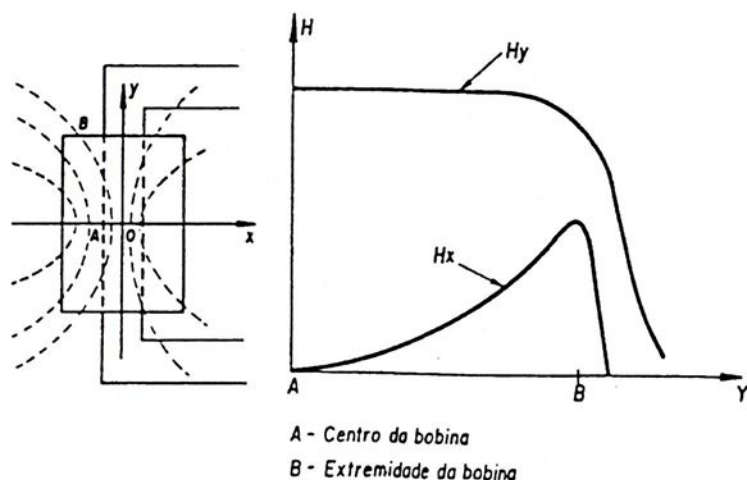


Figura 2.6 - Distribuição dos campos magnéticos nos enrolamentos dos transformadores

Quando ocorre a saturação do núcleo magnético devido a presença de componente contínua de corrente os efeitos sobre os valores máximos da corrente de excitação são muito mais significativos que aqueles observados para os valores máximos do fluxo de dispersão. Assim, o sobreaquecimento localizado se deve fundamentalmente ao aumento da temperatura nos enrolamentos, enquanto que o aumento de temperatura das partes metálicas do transformador tem uma importância secundária. Entretanto, a partir de resultados experimentais apresentados em alguns, verifica-se que, de um modo geral, o sobreaquecimento localizado resultante da dupla excitação c.a. e c.c., apresenta preocupações com relação a depreciação de vida útil apenas para situações de elevada excitação c.c.. Tais ocorrências, normalmente, estão relacionadas a magnetização assimétrica associada as GIC e, portanto, pouco prováveis no caso brasileiro.

2.3.4. - Fluxo de Reativos

A corrente de excitação dos transformadores de potência possui, como se sabe, 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 c.a. e c.c. 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 compreensível que haja uma diminuição do fator de potência da instalação, quando o transformador opera sob dupla excitação c.a./ c.c.

2.3.5 - Distorção Harmônica

É fato conhecido que os transformadores de potência, quando operam sob condições normais, não apresentam nenhuma preocupação no que tange à geração de harmônicas. 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. Entretanto, quando os transformadores operam sob dupla excitação o conteúdo harmônico da corrente magnetizante fica bastante alterado tanto com relação as ordens harmônicas quanto as amplitudes.

A título de ilustração, apresenta-se na figura 2.7 o conteúdo harmônico injetado no sistema elétrico pelo transformador monofásico de 333 kVA sujeito a operação com diferentes níveis de injeção c.c.. Os resultados ilustrados na figura foram obtidos por simulação digital e são apresentados com base na corrente nominal do transformador (I_{nom}).

Considerando os valores obtidos para as diferentes componentes harmônicas verifica-se que o comportamento dos transformadores sob excitação c.a. / c.c. como fonte geradora de harmônicas é, sem dúvida, um problema que deve ser tratado com atenção. Mesmo para níveis relativamente baixos de excitação c.c., o conteúdo harmônico injetado



no sistema pelo transformador fica substancialmente alterado sob condições de dupla excitação.

Verifica-se, portanto, que a implementação dos efeitos provocados pela dupla excitação em estudos de penetração harmônica nos sistemas c.a., é de fundamental importância sobretudo devido a geração de harmônicas pares, pois, como se sabe, os limites recomendados para estas componentes harmônicas são em geral mais rigorosos que para as demais. Observa-se, por exemplo, que para uma injeção de corrente contínua da ordem de 5% da I_{nom} , a componente de segunda harmônica gerada possui uma amplitude de mais de 6% da I_{nom} .

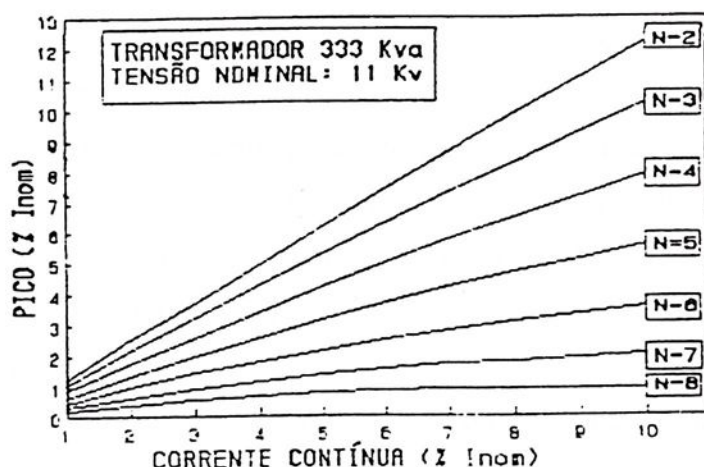


Figura 2.7- Harmônicas geradas pelo transformador sob saturação assimétrica

2.3.6 - Sistema de Proteção

Dentre os problemas envolvidos com a proteção dos sistemas elétricos onde se fazem presentes as componentes contínuas de corrente, destacam-se aqueles relativos à proteção diferencial dos transformadores..

Quando o transformador protegido fica submetido a uma injeção de corrente contínua, a alta corrente magnetizante, neste caso, pode provocar um desbalanceamento entre as correntes que circulam pelo secundário dos transformadores de corrente (TC's), com magnitude suficiente para acionar a proteção diferencial.

O desligamento do transformador pela proteção é, contudo, uma operação equivocada, pois dupla excitação c.a. / c.c. pode ser considerada como um defeito externo à zona de proteção. Mesmo assim é possível reconhecer um aspecto positivo de tal ação evitando que ocorram os problemas oriundos da magnetização assimétrica.

Quando a proteção diferencial adotada possui restrição para harmônicos, o tipo de

atuação, pelas razões expostas anteriormente, provavelmente não acontece. Embora os altos valores eficazes da corrente magnetizante possam causar um desbalanceamento capaz de sensibilizar o relé diferencial, seu alto conteúdo harmônico pode inibir a atuação da proteção, pela ação da bobina de restrição. Neste caso, persistindo a excitação c.c. 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 consequências pode ser desastrosas.

2.4 - Efeitos da Variação da Alimentação c.a.

A literatura clássica mostra que as características de excitação tanto c.a. quanto a c.c., para um determinado material magnético, têm a mesma forma e o mesmo nível de saturação. Isto é verdadeiro somente se o núcleo for excitado independentemente. Se o núcleo for excitado em corrente alternada e corrente contínua simultaneamente, as relações entre a corrente contínua injetada e o correspondente fluxo não serão como anteriormente. Assim, a nova característica c.c. dependerá do nível da saturação já introduzido pela excitação c.a.

A figura 2.8 ilustra a dependência do conteúdo harmônico com a taxa de variação c.a.. Verifica-se que, para uma variação de 100% da tensão de excitação houve um aumento de 6 % nas amplitudes da segunda ordem harmônica e de 4% para a terceira ordem. Em outras palavras, alternando-se, por exemplo, uma alimentação de 70 volts para 140 volts, observa-se na figura que realmente há um aumento dos níveis das amplitudes das harmônicas consideradas.

Soluções como a sub-saturação ou o sobre-dimensionamento do núcleo magnético, para atenuar o conteúdo harmônico gerado pelo transformador sob excitação simultânea c.a. /c.c., são pouco eficientes, visto que, as amplitudes harmônicas geradas são pouca influenciada pelo nível de excitação c.a.



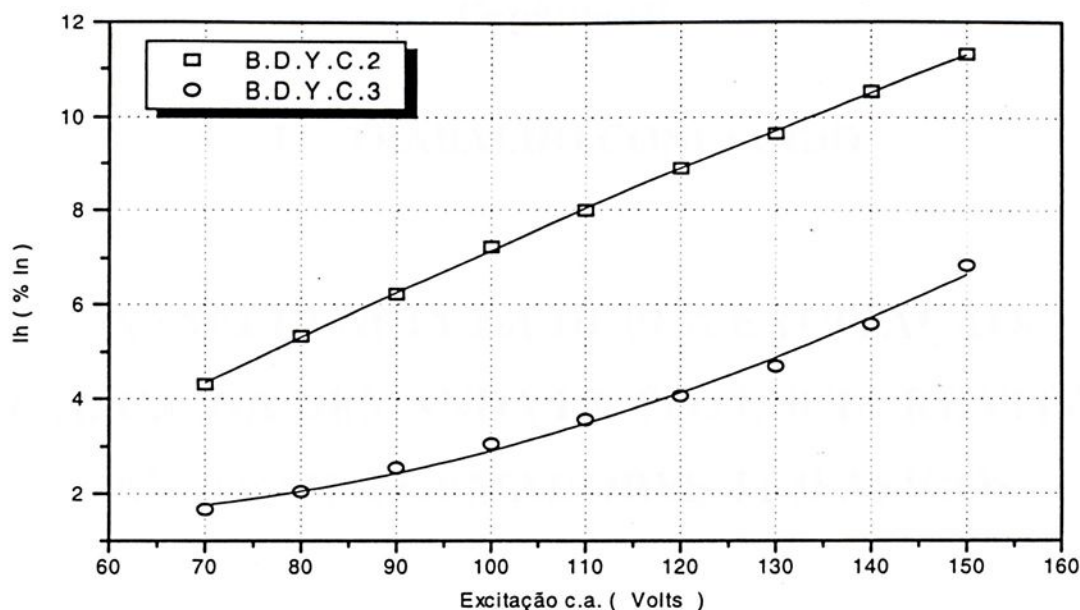


Figura 2.8- Variação da 2ª e 3ª harmônicas da corrente de excitação - injeção c.c. de 10% de I_n - Fase C
($V_{nominal} = 110\text{ V}$)

2.5 - Conclusão

Como pode ser observado, a influência da componente contínua circulando nos sistemas projetados para operar em corrente alternada pode causar uma série de problemas nos dispositivos pertencentes a este sistema, como é o caso dos transformadores, reles de proteção etc..

Particularmente, os transformadores sob o efeito da dupla excitação passam a operar como uma fonte geradora de harmônicas, visto que sua corrente de excitação passa a conter um alto conteúdo harmônico com amplitudes significativas.

No transformador vão ocorrer perdas suplementares, principalmente por efeito joule nos enrolamentos, o que pode acarretar um aumento da temperatura interna diminuindo a sua vida útil.

Capítulo III

1º - TRABALHO CONCLUÍDO

A INFLUÊNCIA DA DUPLA EXCITAÇÃO C.A./C.C.NA DEMANDA DE POTÊNCIA REATIVA EM TRANSFORMADORES TRIFÁSICOS

Neste capítulo é apresentado o primeiro trabalho, originado de dissertação de mestrado, sob minha orientação, já concluído.

A origem da proposta para o desenvolvimento deste trabalho é o resultado comentado no capítulo II, item; 2.3.4 (fluxo de reativos);



3.1 - Objetivo

O presente trabalho tem como objetivo estudar o comportamento da potência reativa absorvida pelos transformadores trifásicos quando os mesmos operam sob a condição de duplamente excitados, [01].

Sob estas condições de excitação, são feitas modelagem matemática e simulações digitais tanto para o transformador trifásico de núcleo envolvido quanto para o do tipo banco trifásico constituído por unidades monofásicas.

Para verificar a validade do modelo matemático proposto, são realizados estudos experimentais em laboratórios. Os resultados simulados e os procedimentos dos ensaios experimentais são apresentados sob a forma de gráficos e tabelas.

3.2 - Introdução

Como se sabe, 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 c.a. e c.c., 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 compreensível que haja um aumento na demanda de potência reativa e também uma diminuição do fator de potência da instalação, quando o transformador opera sob dupla excitação ca/cc.

3.3 - Modelagem Matemática

A seguir é feita a modelagem matemática do banco trifásico de transformadores composto de três unidades monofásicas, e do transformador trifásico de núcleo envolvido, o qual será utilizado para a simulação digital.

O modelo matemático desenvolvido procura atender todas as formas usuais de conexões dos enrolamentos tanto do primário quanto do secundário.

3.3.1 – Cálculo por fase dos parâmetros do circuito equivalente elétrico dos transformadores



Como se sabe, existem basicamente três tipos de transformadores trifásicos, com constituição distintas, explicadas a seguir:

- Banco trifásico: constituído de três unidades monofásicas com as mesmas características construtivas.
- Transformador trifásico de núcleo envolvido: constituído por um único núcleo magnético de três colunas.
- Transformador trifásico de núcleo envolvente: constituído por um único núcleo magnético de cinco colunas.

Para o banco trifásico, como o mesmo é constituído de três unidades monofásicas, observa-se que há uma total independência magnética entre os fluxos gerados, e somente as ligações dos enrolamentos podem influir nos resultados.

Para o transformador trifásico de núcleo envolvido, ao contrário do banco trifásico, 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 [13], [14].

Baseado então nestes princípios acima descritos, é realizado a seguir a modelagem matemática do banco de transformadores trifásico constituído de três unidades monofásicas e do transformador trifásico de núcleo envolvido.

A modelagem matemática é feita para diversos tipos de ligações dos enrolamentos do primário e do secundário dos transformadores. Serão sempre considerados transformadores com dois enrolamentos.

A figura 3.1 mostra o circuito elétrico equivalente por fase de um transformador o qual leva em consideração os efeitos da resistência dos enrolamentos e da indutância de dispersão:

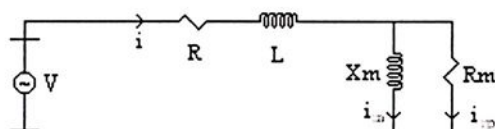


Figura 3.1 – Representação por fase do transformador

A equação das tensões que descreve o circuito elétrico acima é dada por:

$$V = R * i + L * \frac{di}{dt} + N * \frac{d\phi}{dt} \text{ (Volts) (3.1)}$$

onde: V – tensão aplicada (volts);

R – resistência dos enrolamentos em (Ω);

L – indutância de dispersão (Hemry);

N – nº de espiras do enrolamento;

X_m – reatância de magnetização (Ω);

R_m – resistência de perdas (Ω);

ϕ – fluxo magnético.

A corrente de excitação é constituída de duas parcelas, ou seja:

$$i(t) = i_m(t) + i_{Rp}(t) \text{ (A)} \quad (3.2)$$

onde: $i_m(t)$ – corrente de magnetização (A);

$i_{Rp}(t)$ – corrente de perdas (A).

3.3.2. – Corrente de Magnetização

Um dos pontos de fundamental importância neste trabalho é a forma de se avaliar e representar a saturação do núcleo de material ferromagnético.

Foi utilizada uma formulação analítica através de uma função contínua para a representação da curva de magnetização a exemplo de trabalhos anteriores [4] e [5].

O modelo proposto admite a representação da curva de magnetização através de uma função hiperbólica do tipo:

$$H = \alpha * \sinh(\beta * B) \quad (3.3)$$

onde: H – intensidade de campo (A*esp.);

B – densidade de fluxo magnético (Tesla);

α e β – constantes.



As constantes α e β são obtidas a partir de ensaios experimentais, onde são levantados em laboratório as características ($V \times i$) de cada unidade transformadora.

Os resultados destes ensaios são então utilizados para o ajuste da função hiperbólica.

Devido ao fato do secundário do transformador estar em vazio, as correntes no secundário são nulas, portanto a *f.m.m.* total aplicada ao circuito magnético do transformador depende apenas da corrente de excitação.

Aplicando-se a lei circuital de Ampère ($\oint H d\ell = Ni$) ao núcleo da unidade monofásica, pode ser escrito que:

$$N * i = H * \ell \quad (3.4)$$

onde: N – número de espiras do enrolamento primário;

H – intensidade de campo ($A \cdot esp.$);

ℓ – comprimento médio do núcleo (m).

Para a corrente de magnetização podemos escrever:

$$i_m = \sum i_{m_n} + i_{m_0} \quad (3.5)$$

onde: $\sum i_{m_n}$ – fundamental mais componentes harmônicas da corrente de magnetização;

i_{m_0} – componente média da corrente de magnetização.

Logo, podemos escrever:

$$N * i_m = H * \ell \quad (3.6)$$

Substituindo a equação 3.3 na equação 3.6, tem-se:

$$N * i_m = \alpha * \ell * \sinh(\beta * B)$$

Isolando-se a corrente i_m , tem-se:

$$i_m = \frac{\alpha * \ell}{N} * \sinh(\beta * B) \quad (3.7)$$



Relacionando a corrente de magnetização com o fluxo do núcleo, e ainda, como

$B = \frac{\phi}{S}$, podemos escrever:

$$i_m = \frac{\alpha * \ell}{N} * \sinh\left(\frac{\beta}{S} * \phi\right) \quad (3.8)$$

Chamando $\frac{\alpha * \ell}{N} = k_1$ e $\frac{\beta}{S} = k_2$ e substituindo na equação 3.8, resulta:

$$i_m = k_1 * \sinh(k_2 * \phi) \quad (3.9)$$

3.3.3 – Corrente de Perdas

Através da tensão induzida podemos estimar a corrente de perdas, que é dada por:

$$i_{Rp} = \frac{N \frac{d\phi}{dt}}{R_p} \quad (3.10)$$

onde: R_p – resistência de perdas por fase do circuito magnético.

Substituindo as equações 3.9 e 3.10 na equação 3.2 a corrente de excitação será dada por

$$i = k_1 \cdot \sinh(k_2 * \phi) + \frac{N \frac{d\phi}{dt}}{R_p} \text{ (A)} \quad (3.11)$$

3.3.4. – Potências envolvidas

Por definição, a potência aparente é dada por:

$$S = V.I \text{ (VA)} \quad (3.12)$$

Substituindo 3.12, resulta:

$$S = V \cdot \left[k_1 \cdot \sinh(k_2 \cdot \phi) + \frac{N \frac{d\phi}{dt}}{R_p} \right] \text{ (VA)} \quad (3.13)$$

Para a potência ativa temos:

$$P = V.I.\cos\varphi \text{ (Watts)}$$

$$P = V.\left[k_1.\sinh(k_2.\phi) + \frac{N\frac{d\phi}{dt}}{R_p} \right].\cos\varphi \text{ (Watts)} \quad (3.14)$$

Para a potência reativa resulta:

$$Q = V.I.\sen\varphi \text{ (VAr)}$$

$$Q = V.\left[k_1.\sinh(k_2.\phi) + \frac{N\frac{d\phi}{dt}}{R_p} \right].\sen\varphi \text{ (VAr)} \quad (3.15)$$

O fator de potência é dado por:

$$fp = \cos\varphi = \frac{S}{P}$$



3.4 - Estudos Experimentais

A seguir são apresentados os resultados dos ensaios experimentais para o banco trifásico de transformadores constituído de três unidades monofásicas e para o transformador trifásico de núcleo envolvente sob o efeito da dupla excitação c.a./c.c. para diversas conexões dos seus enrolamentos primários e secundários. Em todos os ensaios, os transformadores encontram-se na condição a vazio, ou seja, não suprindo potência para qualquer carga.

O banco trifásico de transformadores, para cada tipo de ligação, foi submetido basicamente a três condições de excitação. A primeira somente injetando tensão alternada, sem injeção de corrente contínua. Na segunda é injetada de corrente contínua até atingir valor da ordem de 5% da corrente normal de excitação. Para finalizar e evidenciar o fenômeno da dupla excitação, é feita uma injeção de corrente contínua até o valor de 15% da corrente de excitação.

3.4.1 - Características das unidade transformadoras

3.4.1.1 - Unidades monofásicas

Os valores das grandezas envolvidas foram obtidos de ensaios experimentais em laboratório em transformadores monofásicos de dois enrolamentos conforme a figura 3.2. Todas as unidades usadas nos ensaios possuem as mesmas características construtivas.

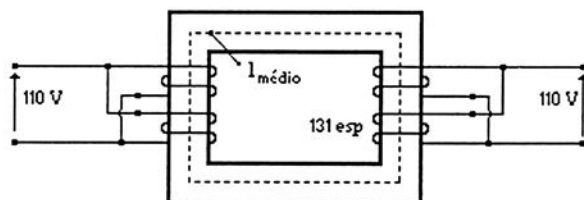


Figura 3.2. – Modelo físico da unidade transformadora

As unidades transformadoras, que constituem o banco trifásico, apresentam as seguintes características.

Potência nominal.....	1.0 KVA
Tensão nominal.....	220 V
Corrente nominal.....	9.1 A
Número de espiras do primário.....	262
Número de espiras do secundário.....	262
Comprimento magnético médio do núcleo.....	0,519 m
Área da seção transversal do núcleo.....	0,0038 m ²
Resistência ôhmica do primário.....	1,0 Ω
Indutância de dispersão do primário.....	0,0022 H

A figura 3.3 mostra a curva normal de magnetização, de cada unidade transformadora monofásica, utilizada nos ensaios experimentais para a condição de alimentação em 220 Volts.

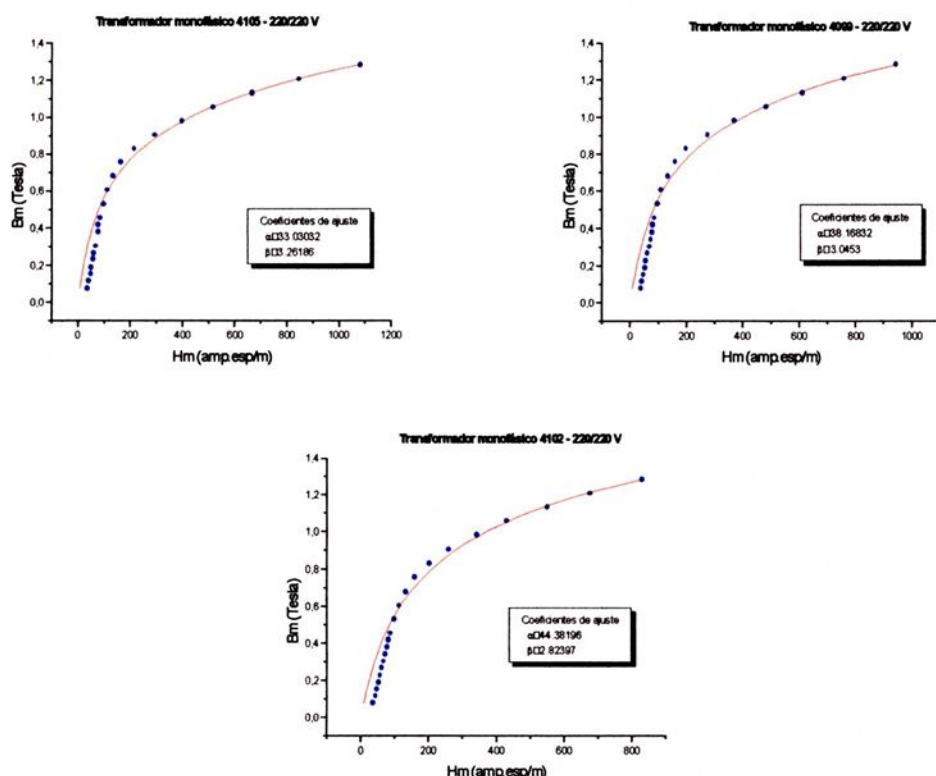


Figura 3.3 – Curvas Características das unidades monofásicas – 220/220 V

Estas curvas são utilizadas para a representação analítica da curva característica de magnetização a ser utilizada na simulação digital.

3.4.1.2 - Unidades Trifásicas com Núcleo Envolvido

A figura 3.4 ilustra a configuração física do transformador trifásico com núcleo envolvido utilizado nos ensaios experimentais. São utilizadas duas bobinas em paralelo por fase, tanto para os enrolamentos do primário quanto para os enrolamentos do secundário.

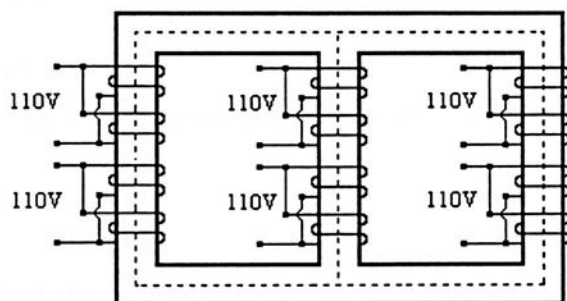


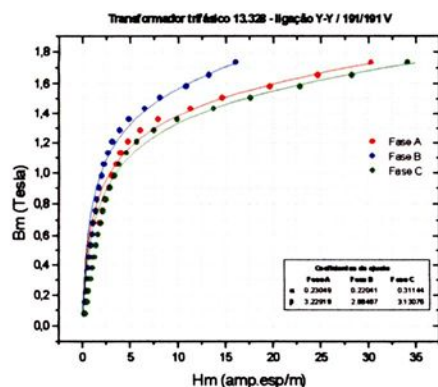
Figura 3.4 – Modelo físico do transformador trifásico com núcleo envolvido

Os transformadores de núcleo envolvido utilizados nos testes apresentam as seguintes características construtivas:

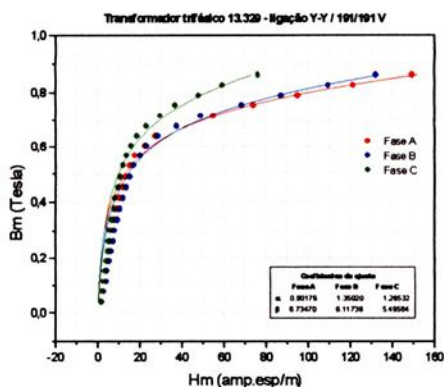
Potência Nominal.....	3,0 KVA
Tensão Nominal.....	110 / 110V
Corrente Nominal.....	5,3 / 5,3 A
Numero de espiras do primário.....	147 Esp.
Numero de espiras do secundário.....	147 Esp.
Comprimento magnético da coluna.....	0,142 m
Comprimento magnético da culatra.....	0,095 m
Área da Seção transversal.....	0,003136 m ²
Indutância de dispersão.....	0,0022 H
Resistência Ôhmica dos enrolamentos.....	1,0 Ohm

Para a representação analítica da curva característica de magnetização a ser utilizada na simulação digital, foi levantada experimentalmente a curva normal de magnetização dos transformadores trifásicos.

A figura 3.5 mostra a curva normal de magnetização, de cada unidade transformadora monofásica, utilizada nos ensaios experimentais para a relação de transformação 110/191 V.



a) ligação Y / Y



b) ligação Y / Y

Figura 3.5 – Curvas Características das unidades trifásicas – ligação Y-Y – 191/191 V

3.4.2 - Procedimentos experimentais

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 para níveis de injeção de corrente contínua variando desde 0% até 15 % da corrente nominal.

Procurou-se durante os ensaios, provocar um desequilíbrio nos níveis de injeção c.c. em cada uma das fases. Assim, para as ligações isoladas, os níveis de injeção c.c. aplicados são respectivamente $I_{cca} = 70\% I_0$, $I_{ccb} = 30\% I_0$ e $I_{ccc} = -100\% I_0$. Para as configurações em estrela aterrada, foram os níveis de injeção c.c. aplicados são respectivamente $I_{cca} = 30\% I_0$, $I_{ccb} = 20\% I_0$ e $I_{ccc} = 50\% I_0$, e a corrente do condutor neutro $I_{ccn} = -100\% I_0$, sendo que I_0 variou de 0 a 15% de I_n .

As figuras 3.6 e 3.7, mostram os arranjos dos circuitos experimental para as ligações $\Delta\Delta$ e YY respectivamente, utilizados tanto para o banco de transformadores monofásicos quanto para o transformador trifásico de núcleo envolvido.

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 IBM do tipo Pentium 100 MHz.

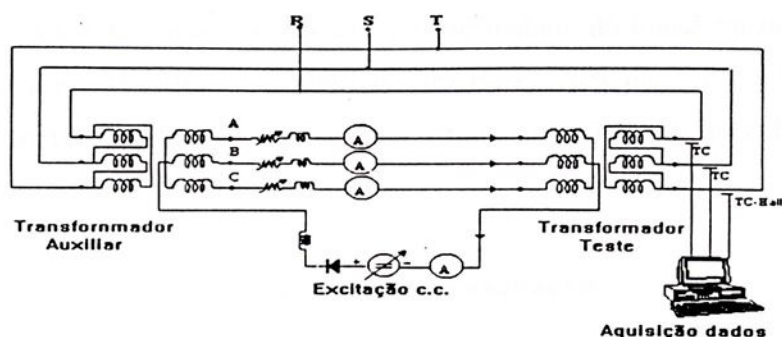


Figura 3.6. – Arranjo experimental para o transformadores trifásico - ligação Δ/Δ

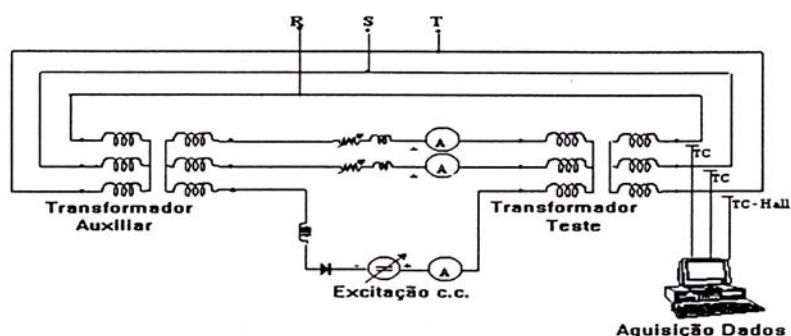


Figura 3.7. – Arranjo experimental para o transformador trifásico com - ligação Y/Y

3.4.2.1. – Banco de transformadores monofásico

3.4.2.1.1. – Conexão Y/Y

A figura 3.8, mostra a corrente de magnetização nas fases A, B e C para um banco de transformadores trifásicos, constituídos de três unidades monofásicas, quando o mesmo é alimentado por um sistema trifásico simétrico e equilibrado sem excitação c.c.

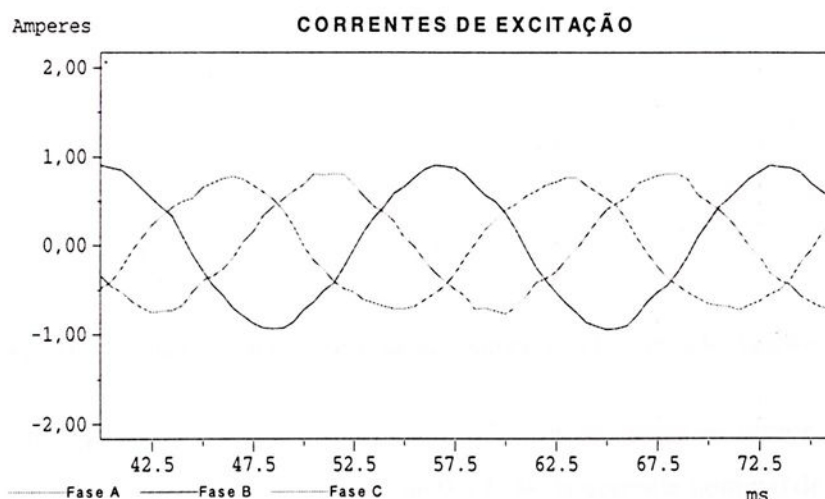


Figura 3.8. – Formas de onda das correntes de excitação normais - ligação Y/Y

Estando os enrolamentos do primário e do secundário do transformador isolados, foi injetado um nível de corrente contínua da ordem de 5,0% da corrente nominal do transformador, de tal maneira que a soma das componentes contínuas injetadas em cada unidade seja nula. O resultado deste ensaio é apresentado na figura 3.9.

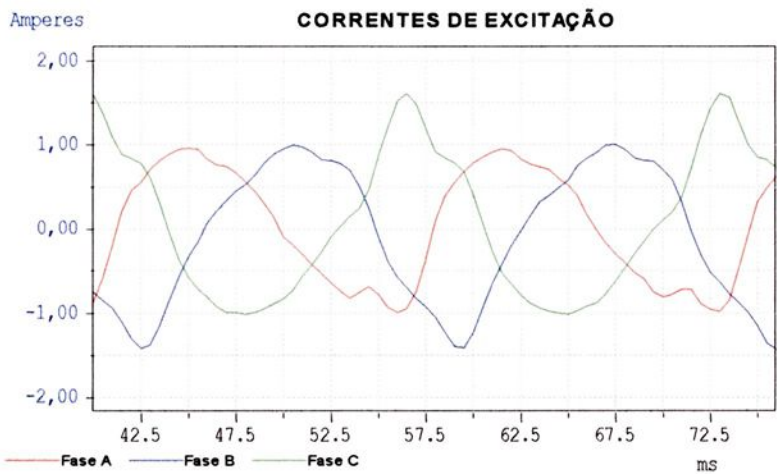


Figura 3.9 – Formas de onda das correntes de excitação com $I_{cc} = 5 \% I_0$ - ligação YY

Para melhor evidenciar o fenômeno da dupla excitação, foi feita uma injeção de corrente contínua da ordem de 15,0% da corrente nominal, cujo resultado é mostrado na figura 3.10.

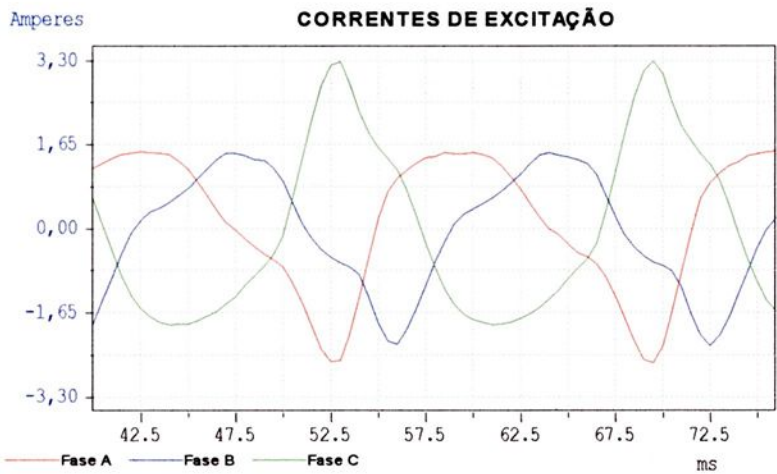


Figura 3.10. – Formas de onda das correntes de excitação com $I_{cc} = 15 \% I_0$ - ligação YY

A figura 3.11 mostra os gráficos do comportamento da potência reativa e do fator de potência para uma variação de injeção cc de 0 a 15% da corrente nominal de excitação.



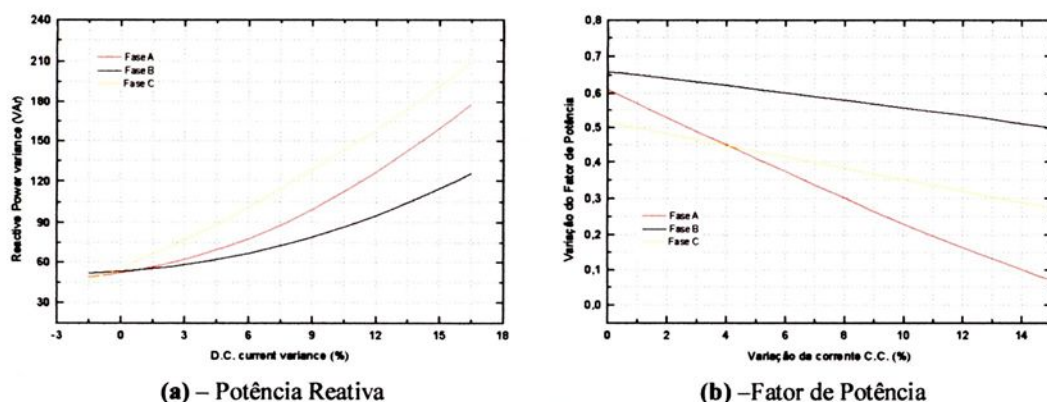


Figura 3.11 . – Gráficos das potência e fator de potência em função da injeção de corrente contínua

As figuras 3.11 (a) e (b) mostram o comportamento da potência reativa e do fator de potência a medida em que a injeção cc é aumentada. Pode ser observado que ocorre um aumento na demanda de potência reativa, e uma conseqüente diminuição no fator de potência nas três fases.

3.4.2.2. – Transformador trifásico com núcleo envolvido

3.4.2.2.1. – Conexão YY

A figura 3.12, mostra as correntes de magnetização nas fases A, B e C para um transformador trifásico de núcleo envolvido quando o mesmo é alimentado por um sistema trifásico simétrico e equilibrado sem excitação c.c.

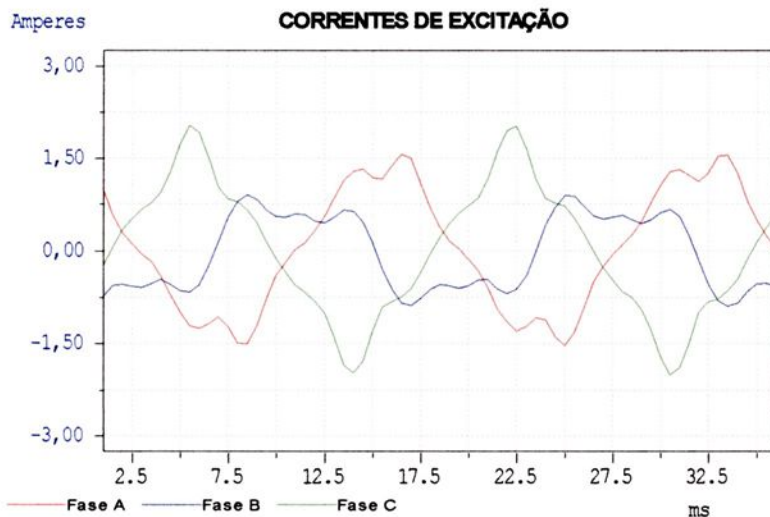


Figura 3.12 – Formas de onda das correntes de excitação normais - ligação YY

Estando os enrolamentos do primário e do secundário do transformador isolados, foi injetado um nível de corrente contínua da ordem de 5,0% da corrente nominal do transformador, de tal maneira que a soma das componentes contínuas injetadas em cada unidade seja nula. O resultado do ensaio é apresentado na figura 3.13.

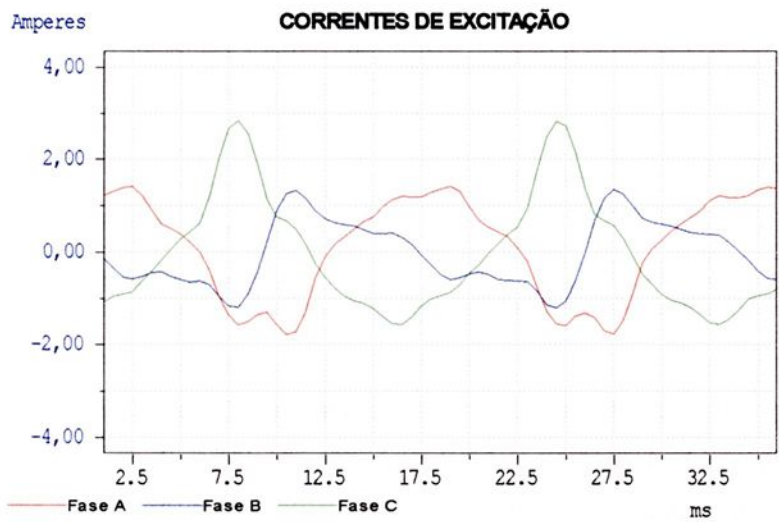


Figura 3.13. – Formas de onda das correntes de excitação com $I_{cc} = 5 \% I_0$ - ligação YY

Como no caso do banco trifásico constituído de unidades monofásicas, para melhor evidenciar o fenômeno da dupla excitação, foi feita uma injeção de corrente contínua da ordem de 15,0% da corrente nominal, cujo resultado é mostrado na figura 3.14.

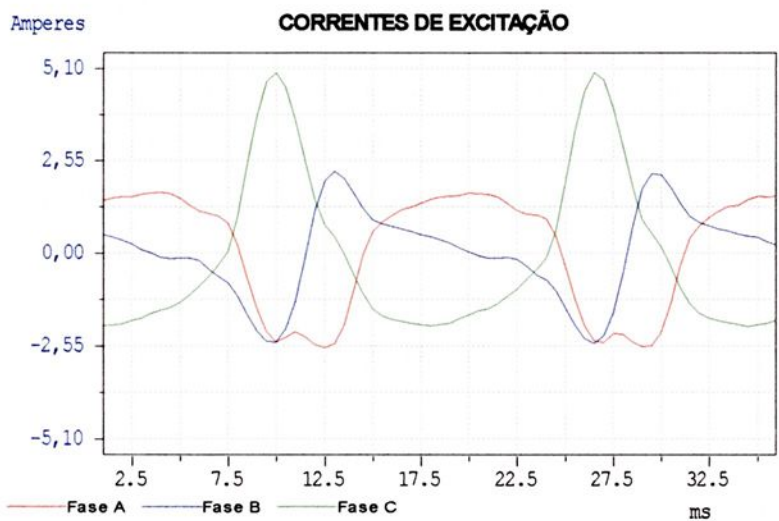
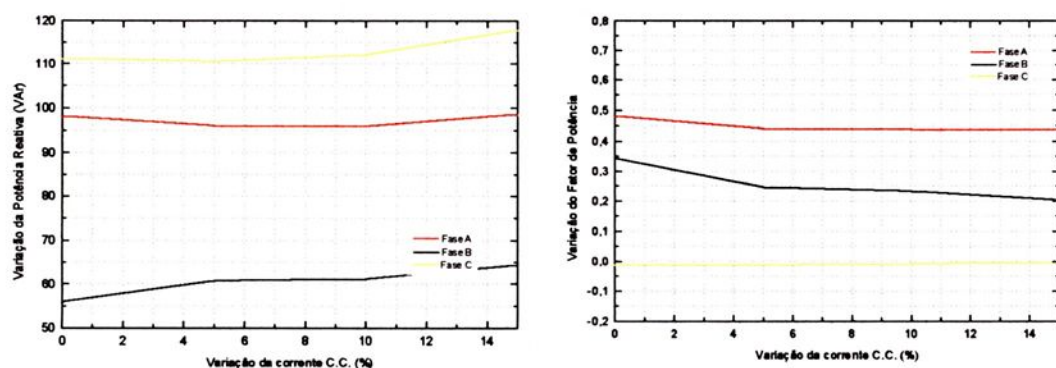


Figura 3.14 – Formas de onda das correntes de excitação com $I_{cc} = 15 \% I_0$ - ligação YY



A figura 3.15 mostra os gráficos do comportamento da potência reativa e do fator de potência para uma variação de injeção cc de 0 a 15% da corrente nominal de excitação.



(a) – Potência Reativa (b) – Fator de Potência
Figura 3.15 – Gráficos das potência e fator de potência em função da injeção de corrente contínua

Nas figuras 3.15 (a) e (b), pode ser observado o comportamento da potência reativa e do fator de potência. Pode ser observado que o fator de potência tem uma pequena queda e permanece estável a partir de um certo nível de corrente c.c. circulando no secundário do transformador. A demanda de potência reativa sofre um pequeno aumento.

Tanto para o banco trifásico de transformadores quanto para o transformador trifásico de núcleo envolvido, para qualquer ligação, pode ser observado que a potência reativa é substancialmente alterada quando do aumento da corrente contínua injetada. Como decorrência, o fator de potência a diminui.

3.5 – Simulação digital

A partir do modelo matemático apresentado no item 3.3, foi feita uma da simulação digital com a finalidade de verificar a validade dos modelo proposto para obtenção das potências ativa, reativa e fator de potência quando os transformadores são submetidos a uma dupla excitação c.a./c.c

3.5.1 – Procedimentos para Simulação Digital

Para a análise do comportamento da potência reativa sob magnetização assimétrica, adotamos neste trabalho, a aplicação de um nível de corrente contínua (c.c.), como uma função degrau, incorporado diretamente à corrente do enrolamento do primário com sinal contrário ao nível c.c. real; injetada no enrolamento do secundário.



Este procedimento foi adotado considerando-se que ao se aplicar um nível de corrente contínua no enrolamento secundário, este é refletido para o enrolamento primário de acordo com a relação de transformação. Naturalmente, tal fato refere-se apenas aos instantes iniciais do processo transitório de magnetização assimétrica do núcleo. Durante a evolução do processo transitório, a corrente de excitação é alterada sistematicamente de forma a resultar em um valor médio nulo para a corrente total primária em regime permanente [1].

As simulações foram direcionadas no sentido de se obter, para as diferentes conexões dos enrolamentos do transformador, as formas de onda das correntes de excitação para níveis de injeção de corrente contínua variando de 0% (c.c. nula) até 15%, para desta forma podermos calcular a demanda de potência reativa do banco de transformadores e do transformador trifásico tipo núcleo envolvido.

Os parâmetros elétricos e dados construtivos, tanto do banco de transformadores monofásicos quanto dos transformadores trifásicos de núcleo envolvido, estão descritos no início deste trabalho, e foram obtidos a partir de ensaios experimentais em unidades de baixa potência utilizadas em laboratório. A partir dos ensaios em vazio, sem excitação c.c., obteve-se os dados para o cálculo das resistências associadas as perdas no núcleo bem como para o ajuste hiperbólico das características normais de magnetização.

O ajuste da função hiperbólica para a representação da não linearidade magnética foi feito através do método dos mínimos quadrados com o auxílio de ferramentas computacionais..

Os resultados que serão apresentados neste capítulo, foram obtidos a partir da simulação digital, no domínio do tempo, utilizando-se o software “MATLAB – SIMULINK – Versão 5.0”, instalado em um micro computador AMD K6II – 350 MHz.

3.5.2 – Resultados da simulação

3.5.2.1 – Banco Trifásico Constuído de Unidades Monofásicas

Os resultados apresentados abaixo seguem os mesmos padrões daqueles decorrentes das análises experimentais.

3.5.2.1.1 – Conexão YY

A figura 3.16, mostra a corrente de magnetização nas fases A, B e C para um banco



de transformadores trifásicos constituídos de três unidades monofásicas quando o mesmo é alimentado por um sistema trifásico simétrico e equilibrado sem excitação c.c..

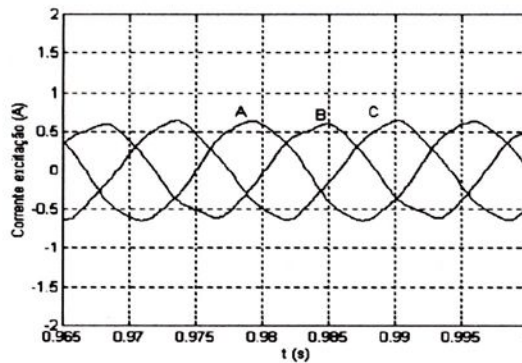
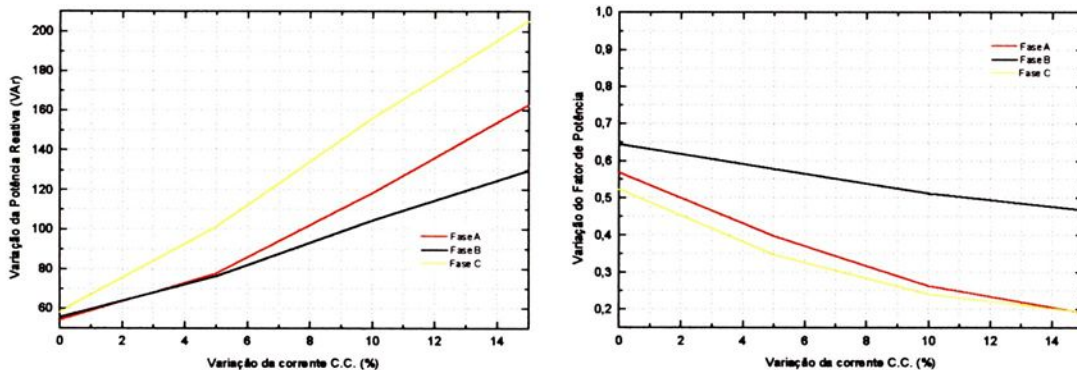


Figura 3.16. – Forma de onda das correntes de excitação em condições normais.

Para se fazer a análise das variações das potências e do fator de potência, usamos quatro pontos de análise sendo um sem componente de corrente contínua (I_{cc}), e outros três pontos com I_{cc} variando em 5%, 10% e 15% da corrente nominal do transformador.

A figura 3.17 (a) e (b) mostra os gráficos de variação da potência reativa e do fator de potência em função da variação do nível cc injetado.



(a) – Potência Reativa **(b) - Fator de Potência**

Figura 3.17 – Gráficos da potência e fator de potência em função da variação da injeção de c. c.

As figuras 3.17 (a) e (b) mostram o comportamento da potência reativa e do fator de potência a medida em que a injeção cc é aumentada. Pode ser observado que ocorre um aumento na demanda de potência reativa, e uma conseqüente diminuição no fator de potência nas três fases.

A figura 3.18, mostra a corrente de magnetização nas fases A, B e C para um banco de transformadores trifásicos constituídos de três unidades monofásicas quando o mesmo é alimentado por um sistema trifásico simétrico e equilibrado sem excitação c.c..

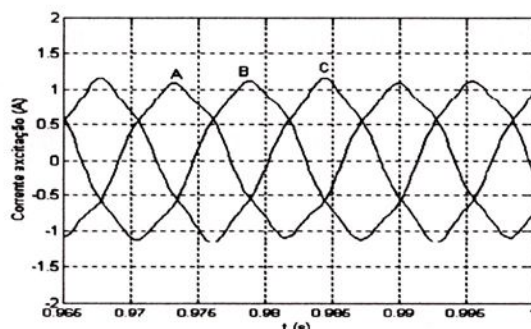


Figura 3.18 – Forma de onda das correntes de excitação em condições normais.

A distribuição da corrente contínua que foi injetada no banco de transformadores trifásico, corresponde a 30% de I_{cc} fase A, 20% de I_{cc} , na fase B e 50% de I_{cc} na fase C.

Para se fazer a análise das variações das potências e do fator de potência, foi utilizado quatro pontos de análise sendo um sem componente de corrente contínua, e outros três pontos com I_{cc} variando em 5%, 10% e 15% da corrente nominal.

A figura 3.19 mostra os gráficos de variação da potência reativa e do fator de potência em função da variação injeção c.c.

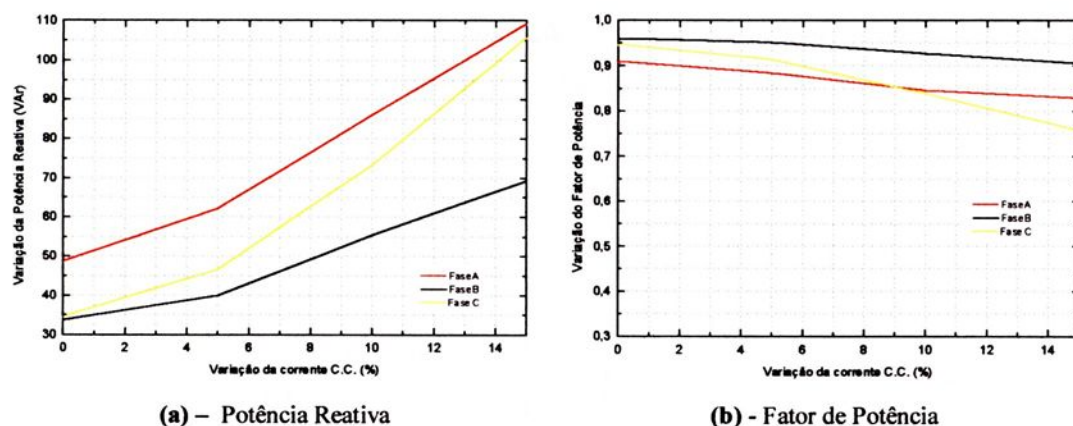


Figura 3.19 – Gráficos da potência e fator de potência em função da variação da injeção de c. c.

As figuras 3.19 (a) e (b) mostram o comportamento da potência reativa e do fator de potência a medida em que a injeção cc é aumentada. Pode ser observado que ocorre um aumento na demanda de potência reativa, e uma conseqüente diminuição no fator de potência nas três fases.

3.6 – Comparação entre os Resultados Experimentais e Simulados

A simulação digital foi feita no sentido da obtenção de resultados, os quais serão confrontados com os obtidos experimentalmente em laboratório, com a finalidade de verificar a validade dos modelo matemático propostos.

A figura 3.20 mostra os resultados experimentais e simulados da potência reativa e do fator de potência em função da variação de injeção cc para o banco trifásico de transformadores constuído de unidades monofásicas para a ligação ΔY . Pode ser observado que para as ordens harmônicas inferiores os resultados são praticamente bem próximos, enquanto para as de ordens superiores ocorre um ligeiro desvio.

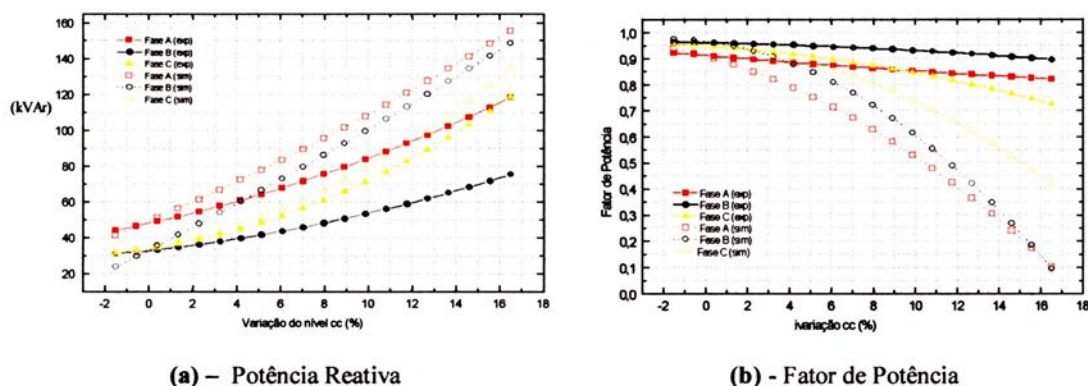


Fig. 3.20 - Potência reativa em função da variação da CC - conexão ΔY - banco de transformadores monofásicos.

A figura 3.21 mostra os resultados experimentais e simulados da potência reativa e do fator de potência em função da variação de injeção cc para o banco trifásico de transformadores constuído de unidades monofásicas para a ligação YY .

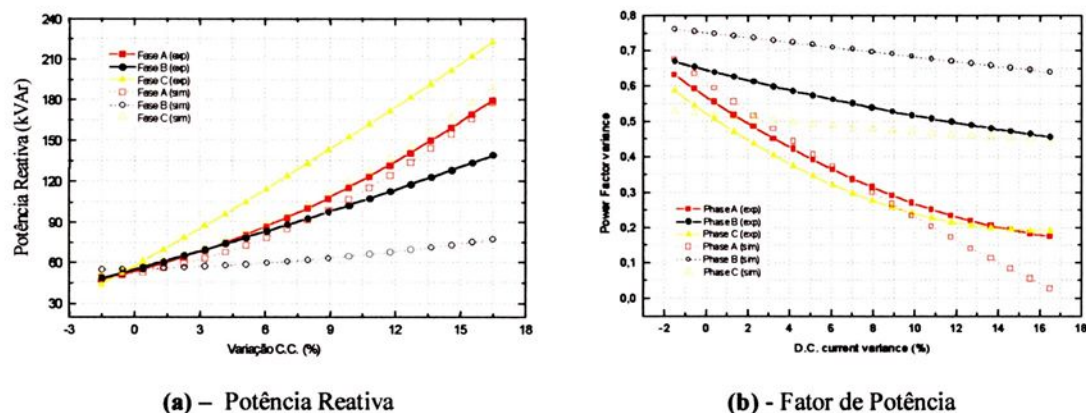


Fig. 3.21 - Potência reativa em função da variação da CC - conexão YY - banco de transformadores monofásicos

3.7 – Conclusão final

Neste trabalho foi analisada a performance da demanda de potência reativa em transformadores trifásicos tipo núcleo envolvido e banco de transformadores trifásicos constituídos por três unidades monofásicas quando submetidos à dupla excitação CA/CC, através de simulações digitais e análise experimental.

Sob a condição duplamente excitada, pode ser verificado que o transformador passa a ter uma demanda de potência reativa maior do que em condições normais, o que acaba se traduzindo em aumento do consumo de rativos.

Da análise dos resultados experimentais e simulados, foi possível identificar um aumento linear da potência reativa devido à variação da dupla excitação CA/CC. Foi possível também constatar que o fator de potência diminui com o aumento da corrente contínua.

O modelo matemático proposto considera a não linearidade magnética e essencialmente a interdependência dos fluxos magnéticos.

A representação da não linearidade magnética através de uma função hiperbólica é satisfatória para estudos desta natureza, evitando o surgimento de pontos peculiares associados à representação por partes.

Dos resultados obtidos, constatou-se que no transformador trifásico com núcleo de três colunas, quando submetido a uma injeção equilibrada de corrente contínua nas três fases, o mesmo mostrou-se imune ao fenômeno da magnetização assimétrica pois, 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 não provocando alterações na demanda de potência reativa.

3.8 - Referências Bibliográficas

- [01] ROSSI, J. C. – “Saturação assimétrica em Transformadores Trifásicos”. Tese de Doutorado, UNICAMP, Campinas – SP, Dezembro de 1996.
- [02] ROSSI, J. C. – “Dupla Excitação ca/cc em Transformadores Trifásicos Geração de Harmônicas e Perdas de Vida Útil”. Estudos Especiais II., UNICAMP, 1993.



- [03] DOMIJAN, A.; HEYDT, G.T.; MELIOPOULOS, A.P.S. – “Directions of Research on Electric Power Quality”. In: IEEE – PES WINTER MEETING, january, 1992, pp. 1-7.
- [04] OLIVEIRA, J.C.; DE OLIVEIRA, L.C.O.; MISKULIN, M.S. – “Physical Considerations and Molling of the ac/dc Double Excitations in Power Transformers”. In: FOURTH INTERNATIONAL CONFERENCE ON HARMONICS IN POWER SYSTEMS, Budapest, Hungary, October, 1990.
- [05] DE OLIVEIRA, L.C.O; OLIVEIRA, J.C. – “Análise transitória e em regime permanente de transformadores sob excitações simultâneas ca e cc”. In: X SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA (X SNPTEE), Curitiba, Outubro, 1989.
- [06] LU, S.; LIU, Y. – “Fem Analysis of dc Saturation to Assess Transformer Susceptibility to Geomagnetically Induced Currents”. IEEE TRANSACTION ON POWER DELIVERY, Vol.8, No. 3, July 1993, pp.1367-1374.
- [07] KIMBARC, E.W. – “Direct Current Transmission”. Book, Wiley – Interscience, Vol. 1, New york, 1971.
- [08] DEWAN, S.B. – “Power Semiconductor Circuits”. Book, Wiley – Interscience, New york, 1982.
- [09] OLIVEIRA, L. C. O. – “Transformadores de Potência Sob Dupla Excitação c.a./c.c.”. Tese de Doutorado, UNICAMP, Campinas – SP, Julho 1990.
- [10] ALBERTON, V.D. – “Solar Induced current in Power Systems: Cause and Efects”. IEEE-PES, Summer Meeting, San Francisco, California, July, 1972.
- [11] PIRJOLA, R. – “On Current Induced in Power Transmission Systems During Geomagnetic Variations”. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol PAS-104, nº 10, October 1985.



- [12] ALBERTON, V.D.; BAELEN, J.A.V. – “Electric and Magnetic Fields at The Earth’s Surface Due Auroral Currents”. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol PAS-89, nº 4, April, 1970.
- [13] DISEKO, N.L.; BICKFORD, J.P. – “A Method of Simulating Linear and Nonlinear Resonant Phenomena Associated with Transformer Feeders”. IEEE Proceedings, Vol. 127, Pt. C, nº 3, May, 1980.
- [14] MACFADYEN, W.K.; SIMPSON, R.R.S.; SLATER, R.D. and WOOD, W.S. – “Method of Predicting Transiente Current Patterns in Transformers”. IEEE Proceedings, Vol. 120, nº 11, November, 1973.
- [15] YACAMINI, R.; BRONZEADO, H. – “Transformer Inrush Calculations Using a Coupled Eletromagnetic Model”. IEEE Proceedings SCI. – MEAS. TECHNOLOGY, Vol. 141, nº 6, November 1994, pp. 491-498.
- [16] ROSSI, J.C.; OLIVEIRA, L.C.O.; FERREIRA, M.A.S. – “The Influence of Double Excitation ac/dc in the Reactive Power Demand of 3-Phase Transformers”, IEEE Circuits and Systems Society, 42nd Midwest Symposium on Circuits and Systems Proceedings, Vol. 2 of 2, August 8-11, 1999, pp 727-730.



Capítulo IV

2º TRABALHO - CONCLUÍDO

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

Neste capítulo é apresentado o segundo trabalho, originado de dissertação de mestrado, sob minha orientação, já concluído.

A origem da proposta para o desenvolvimento deste trabalho é o resultado comentados no capítulo II, itens; 2.3.1 (perdas no ferro) e item 2.3.2 (perdas no núcleo);



4.1 - Objetivo

Este trabalho tem como objetivo o estudo experimental das perdas em transformadores trifásicos quando os mesmos passam a operar sob a condição de duplamente excitados.

Sob estas condições, foram realizados ensaios experimentais em transformadores trifásicos de núcleo envolvido de 3 e 5 colunas e também, para o tipo banco trifásico constituído por unidades monofásicas.

Os resultados dos ensaios experimentais são apresentados sob a forma de gráficos e tabelas.

4.2 – Introdução

As perdas no cobre em um transformador de potência operando sob condições normais situam-se, em geral, entre 0,5% e 2% de sua potência nominal. Nestas condições, a corrente magnetizante tem um efeito insignificante na sua composição das perdas totais no cobre. Todavia, sob condições de dupla excitação, tal fato pode não ser verdadeiro, sobretudo devido ao expressivo conteúdo harmônico das correntes que circulam pelos enrolamentos.

Quando se adota o circuito equivalente tradicionalmente utilizado na representação de transformadores de potência, é possível concluir que as perdas no núcleo diminuem com o aumento da excitação c.c. Este efeito decorre da diminuição da tensão induzida com o aumento da corrente magnetizante devido a queda de tensão na reatância de dispersão. Naturalmente isto se aplica somente se a resistência equivalente de perdas no núcleo for considerada constante. De fato a hipótese da invariância desta resistência de perdas é plenamente aceitável. Em testes já realizados, pode ser verificado que a tensão secundária dividida pela parcela da corrente de excitação em fase com a mesma manteve-se aproximadamente constante para qualquer nível de corrente contínua injetada.

Por outro ponto de vista, pode-se concluir que as perdas no núcleo possuem uma tendência global de diminuir na presença de corrente contínua. As perdas por correntes de Foucault 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. É conhecido que sob dupla excitação o transformador opera na região saturada e devido às altas correntes magnetizantes 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 os harmônicos de ordens mais altas, a reação causada pelas correntes parasitas faz com que a indução magnética não seja uniforme apresentando-se menor no centro das laminas de aço [13], [14]. Isto implica em um efeito ainda menor das correntes harmônicas induzidas sobre as perdas por correntes parasitas. Nestas condições, conclui-se que estas perdas tendem a permanecer praticamente inalteradas frente a ocorrência de dupla excitação c.a. e c.c..

As perdas por histerese, por sua vez, está relacionada com a energia necessária para orientar os domínios magnéticos. Esta energia é reduzida com o aumento da corrente contínua injetada. Tal fato decorre de que o número de domínios magnéticos que retém suas orientações esta diretamente ligados com o aumento do fluxo c.c. no núcleo e este por sua vez, está relacionado com a corrente contínua injetada. Nestas condições é possível concluir que a área definida pelo laço de histerese em condições normais de operação, é ligeiramente maior que a respectiva área, em condições de dupla excitação, figura 2.5.

Novamente, a pequena influência da distorção harmônica do fluxo no comportamento da perda por histerese pode ser atribuída às baixas amplitudes dos componentes harmônicos [14]. Os níveis encontrados na maioria dos casos práticos são tais que não provocam o aparecimento de ciclos de histerese secundários e, nestas condições, estas perdas são dadas apenas pela área do ciclo principal.

Deve ser reconhecido que, este caso de operação anormal com excitações simultâneas c.a. e c.c., nada tem em comum com a sobreexcitação de transformadores onde as perdas por histerese e Foucault são efetivamente incrementadas

Em especial foram analisados o banco trifásico 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 das curvas de magnetização dos núcleos e sua dependência com os níveis cc injetados. Em todos os ensaios, os transformadores encontram-se na condição a vazio, ou seja, não suprimindo potência para qualquer tipo de carga.

4.3 – Resultados Experimentais

Os procedimentos experimentais adotados são os mesmos utilizados no trabalho desenvolvido no capítulo III. A única diferença é o acrescimo do transformador de núcleo envolvente de cinco colunas.



4.3.1 – Banco trifásico Constituído de Unidades Monofásicas

Sem injeção de corrente contínua ou seja, em condições normais de operação, foi verificado os níveis de distorção das tensões da rede de alimentação, sendo observado um certo conteúdo harmônico que, de certa forma, acaba introduzindo alterações nos resultados finais deste trabalho.

As unidades monofásicas que foram utilizadas nos arranjos experimentais para as diferentes conexões dos enroalemtnos 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 IV.1 - Dados dos transformadores que contituem os Bancos Trifásicos

4.3.1.1 – Ligação D/Yt

O arranjo do circuito experimental empregado no ensaio do banco de transformadores na conexão ΔY é o mesmo utilizado no capítulo 3, figura 3.6.

Os lados dos enrolamentos primário do transformador teste e do transformador auxiliar foram conectados em paralelo e submetidos a uma mesma excitação c.a nominal, enquanto os lados secundários foram conectados entre si de forma a anular a força eletomotriz c.a.. Para as demais conexões adotou-se o mesmo procedimento.

A fonte eletrônica de corrente contínua foi inserida no lado secundário entre os pontos de neutro para as conexões estrela aterrada e na fase C para as conexões não a terradas.

Neste caso, as injeções de correntes contínuas podem ser provenientes de retorno por terra de sistemas de transmissão em corrente contínua ou de induções geomagnéticas. Devido a natureza deste padrão de excitação c.c., este caso somente se aplica a transformadores que possuem pelo menos um dos seus enrolamentos em estrela aterrada.

Nestas condições, a corrente contínua provocada por um dos fenômenos citados acima poderá percorrer um caminho alternativo formado pelo condutor terra e os enrolamentos das fases dos transformadores, levando-os a um determinado estado de saturação c.c.. A distribuição das correntes contínuas pelas diferentes fases depende naturalmente da impedância apresentada pelos caminhos elétricos definidos por cada uma das fases e o retorno por terra.

No ensaio para uma distribuição qualquer da injeção c.c., foi adoto os seguintes



níveis de correntes contínuas nas diferentes fases do transformador : $I_{a0} = 30\% I_0$; $I_{b0} = 20\% I_0$ e $I_{c0} = 50\% I_0$, nas fases A, B e C respectivamente. Neste caso, adotou-se a corrente contínua pelo condutor neutro, I_0 , variando entre 0 e 15% I_n .

Variando-se então 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 tabela IV.2 abaixo.

Fonte CC % ($I_n = 9,1A$)	I_a (A)	I_{n0} (A)	I_{a0} (50%) (A)	I_{b0} (30%) (A)	I_{c0} (20%) (A)	Watímetros		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 IV.2 - Perdas nos transformadores que constituem o Banco Trifásico - 220/220V - ligação D/Yt

A figura 4.1 mostra um comportamento não linear da variação das perdas em função do nível de injeção cc aplicada, sendo que entre 7,5 e 15% da relação I_{cc}/I_n , os níveis de perdas são praticamente constantes.

Pode ser observado que, somente com a componente ca de, as perdas totais são de proximadamente 10 watts, enquanto para um nível de injeção de 20% as perdas são se aproximam de 43 watts.

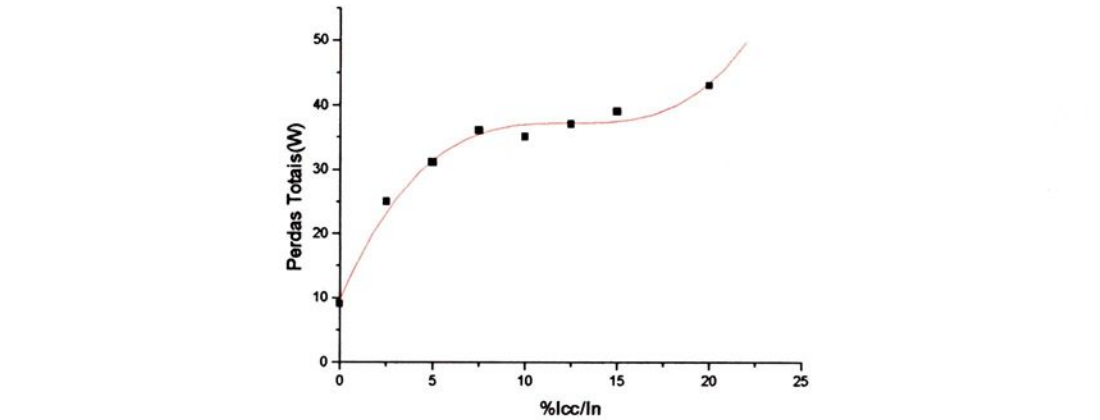


Figura 4.1 – Variação das pedas totais com a variação do nível cc injetado – Ligação D/Yt

4.3.1.2 – Ligação Δ/Y

O arranjo do circuito experimental empregado no ensaio do banco de transformadores na conexão ΔY é o mesmo empregado no capítulo III, figura 3.7.

A fonte c.c. foi inserida no lado secundário entre as fases C para as conexões não aterradas.

Neste ensaio admitiu-se um padrão de injeção de componente contínuas compatível com a 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 [5].

Considerando o exposto, foi adotado como base para os ensaios a seguinte distribuição de injeção c.c. entre as fases : $I_{a0} = 30\% I_0$; $I_{b0} = 70\% I_0$; $I_{c0} = 100,0\% I_0$., na linhas A , B e C respectivamente, onde I_0 é a corrente contínua injetada e varia de 0 a 15% da corrente nominal do transformador.

Variando-se então 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/Y, conforme tabela IV.3 abaixo.

Fonte CC % ($I_n = 9,1A$)	I_a (A)	$I_{a0}(A)$	$I_{b0}(A)$	$I_{c0}(A)$	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 IV.3 - Perdas nos transformadores que constituem o Bancos Trifásico - 220/220V - ligação D/Y

A figura 4.2 mostra um comportamento praticamente linear da variação das perdas totais em função do aumento do nível de injeção cc aplicada.

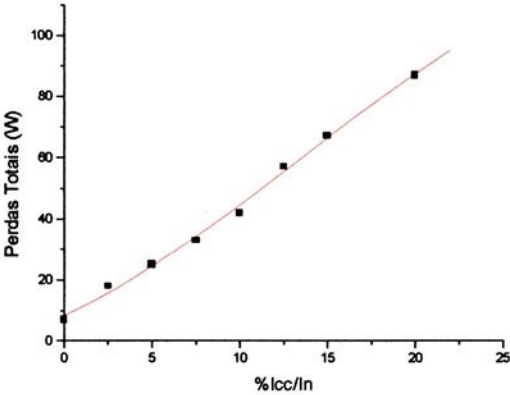


Figura 4.2 – Variação das pedas totais com a variação do nível cc injetado – Ligação D/Y



Sem excitação cc, as perdas totais é de proximadamente 7 watts, enquanto para um nível de injeção de 20% as perdas são de aproximadamente 87 watts.

O comportamento das curvas da 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 das amplitudes das correntes de excitação em função do tipo de ligação dos enrolamentos do transformador.

Para a conexão ΔY , as correntes de linha não contém as componentes harmônicas múltiplas de três (“triplens”), como mostra a teoria clássica. A ligação em delta do primário, propicia um caminho interno para as componentes de seqüência zero das correntes de excitação, ou seja , as harmônicas “triplens”, garantindo assim um fluxo magnético praticamente senoidal.

Na conexão ΔY , as correntes de excitação de linha tornam-se fortemente deformadas apresentando todas as componentes harmônicas, como pode ser observado no trabalho da referência [1]. Analisando-se o conteúdo harmônico dessas correntes, pode ser observado que há uma predominância das harmônicas pares e uma amplificação das amplitudes das harmônicas ímpares.

Como o primário está conectado em delta, as componentes de seqüência zero das correntes de excitação, naturalmente, não circulam pela linhas. Entretanto, como a saturação c.c. é desbalanceada, as harmônicas múltiplas de três possuem também componentes nas seqüências positivas e negativas e estão presentes nas linhas de alimentação.

4.3.2 – 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 IV.4 abaixo.

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

Tabela IV.4 - Dados dos Transformadores Trifásicos 3 colunas



4.3.2.1 – Ligação D/Yt

Para o transformador trifásico de núcleo envolvido com ligação D/Yt, foram feitos os mesmos procedimentos que para o banco trifásico constituído de unidades monofásicas. Os resultados destes ensaios são mostrados na tabela IV.5.

Fonte CC % ($I_n = 9,1A$)	I_a (A)	I_{n0} (A)	I_{a0} (50%) (A)	I_{b0} (30%) (A)	I_{c0} (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 IV.5 – Perdas para Transformador Trifásico 3 colunas- 220/191V - ligação D-Yt

A figura 4.3 mostra a evolução do comportamento das perdas totais a medida em que é aumentada a injeção de corrente contínua.

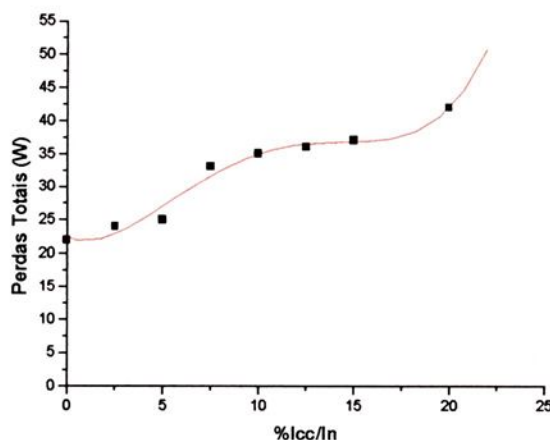


Figura 4.3 – Variação das perdas totais em função da variação do nível cc injetado – Ligação D/Yt

A curva das perdas totais apresenta uma certa semelhança com a obtida para o banco trifásico de transformadores, ou seja, um comportamento não linear. Sem injeção cc, as perdas totais são de aproximadamente 22W, enquanto para um nível de injeção de 20% é igual a 42W.

4.3.2.2 – Ligação D/Y

Ainda, para o transformador trifásico com núcleo envolvido (três) colunas, foi feito o mesmo procedimento experimental para a ligação D/Y.

Os resultados obtidos para as perdas totais encontram-se na tabela IV.6 abaixo.

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	0,27	-	-	-	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 IV.6 - Dados das Perdas para o Transformador Trifásico de três colunas- 220/191V - ligação D/Y

A figura 4.4 mostra a evolução do comportamento das perdas totais a medida em que é aumentada a injeção de corrente contínua.

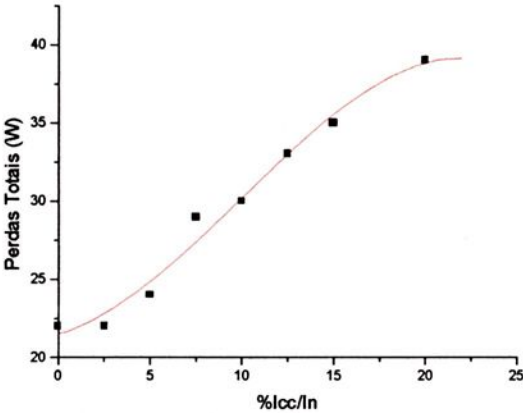


Figura 4.4 – Variação das perdas totais em função da variação do nível cc injetado – Ligação D-Y

Pode ser observado que a medida que os níveis de injeção cc aumenta, ocorre um crescimento nas perdas totais. O comportamento da curva indica um crescimento praticamente linear. Sem excitação cc, as perdas totais são de proximadamente 22 watts, enquanto para um nível de injeção de 20% as perdas são de aproximadamente 40 watts, mantendo-se bem próximas do resultado anteriormente obtidos.

4.3.3 – Transformadores Trifásicos de Cinco Colunas(núcleo envolvente)

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

Os transformadores trifásicos de cinco colunas utilizados no arranjo experimental, são os constantes na tabela IV.7 abaixo.

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

Tabela IV.7 - Dados dos Transformadores Trifásicos de cinco colunas

4.3.3.1 – Ligação D/Yt

Para o transformador trifásico de núcleo envolvente de cinco colunas, com ligação D/Yt, foram feitos os mesmos procedimentos que para os ensaios anteriores. Os resultados destes ensaios são mostrados na tabela IV.8.

Fonte CC % (In = 9,1A)	Ia (A)	Ino (A)	Iao (50%) (A)	Ibo (30%) (A)	Ico (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 IV.8 - Dados das Perdas para o Transformador Trifásico de cinco colunas - ligação D/Yt

A figura 4.5 mostra a evolução do comportamento das perdas totais a medida em que é aumentada a injeção de corrente contínua.

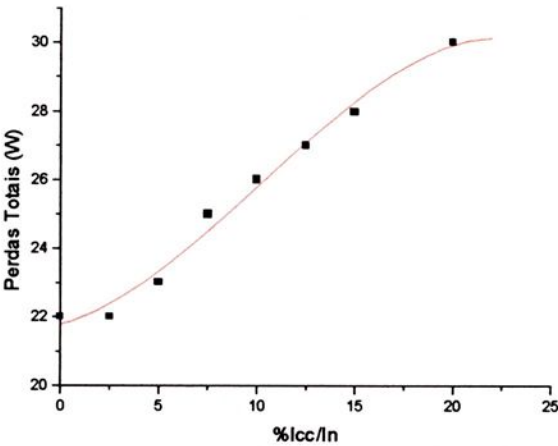


Figura 4.5 – Variação das pedas totais em função da variação do nível cc injetado – Ligação D/Yt

Verifica-se que, a medida que os níveis de injeção cc cresce, ocorre um aumento das perdas. A evolução do comportamento das perdas totais é praticamente linear, como pode ser observada na figura 4.5. Sem excitação cc, as perdas totais são de

proximadamente 22 watts, enquanto para um nível de injeção cc de 20% são de aproximadamente 30 watts.

4.3.3.2 – Ligação D/Y

Para o transformador trifásico de núcleo envolvente de cinco colunas, com ligação D/Y, foram feitos os mesmos procedimentos que para os ensaios anteriores. Os resultados destes ensaios são mostrados na tabela IV.9.

Fonte CC % (In = 9,1A)	Ia (A)	Ia0(A)	Ib0 (A)	Ic0 (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

Tabela IV.9 - Dados das Perdas para o Transformador Trifásico de cinco colunas - ligação D/Y

A figura 4.6 mostra a evolução do comportamento das perdas totais a medida em que é aumentada a injeção de corrente contínua.

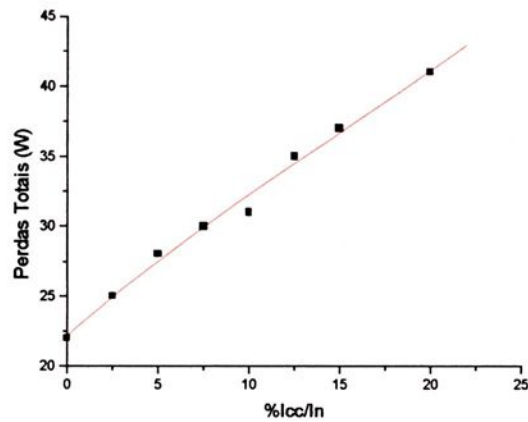


Figura 4.6 – Variação das pedas totais em função da variação do nível cc injetado – Ligação D-Y

Pode ser observado que a medida em que os níveis de injeção cc cresce, ocorre um aumento das perdas. A evolução do comportamento das perdas totais é praticamente linear, como pode ser observada na figura 4.6. Sem excitação cc, as perdas totais são de proximadamente 22 watts, enquanto para um nível de injeção cc de 20% são de aproximadamente 40 watts.

4.4– Conclusões Gerais

Durante os ensaios experimentais realizados para a obtenção do comportamento das perdas joules totais dos transformadores trifásicos sob efeito de uma dupla excitação ca/cc, uma série de comentários podem ser feitos.

- 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 ocorra um aumento nas perdas totais dos transformadores. O crescimento das perdas joules totais esta ligada diretamente ao aumento da taxa de excitação cc.

- Em todos os casos analisados, a medida em que os níveis de injeção de corrente contínua cresciam, as perdas Joules totais dos transformadores aumentavam 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.

- 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.

4.5 - 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.



3º TRABALHO - CONCLUÍDO

“INFLUÊNCIA DE CORRENTES HARMÔNICAS NA PERDA DE VIDA ÚTIL DE TRANSFORMADORES DE DISTRIBUIÇÃO”

5.1 – Objetivo

O objetivo desse trabalho é realizar estudos e simulações que analisem situações onde o transformador alimenta cargas não lineares e portanto, funciona sob condições distorcidas de tensão e/ou corrente.

Considerar-se-á aqui um transformador de distribuição que alimenta consumidores residenciais, cujas cargas tradicionais são substituídas por circuitos de iluminação eficiente.

5.2 – Introdução

O grande crescimento da eletrônica de potência em equipamentos pertencentes às redes de transmissão e distribuição de energia elétrica, bem como a utilização de equipamentos cujas características são não lineares, fazem com que a qualidade no fornecimento de energia mereça um grande enfoque e pesquisas nos dias atuais. Nessas condições, torna-se necessário investigar o inter-relacionamento entre os equipamentos em funcionamento e a qualidade da rede à qual os mesmos se encontram conectados.

Nesse contexto encontram-se os transformadores de distribuição, presentes em grande quantidade nas redes de energia na interface entre os sistemas de energia e as cargas, e que foram projetados para trabalhar com mínimas distorções em suas formas de onda de tensão e corrente. Assim, se submetidos a formas de onda distorcidas esses dispositivos podem ter o seu comportamento afetado.



A operação com corrente (e/ou tensão) distorcida resulta em um aumento das perdas internas do transformador, o que resulta em um aumento da sua temperatura de funcionamento, que como consequência direta acarretará uma diminuição na sua expectativa de vida útil, pois a temperatura de funcionamento afeta diretamente a isolação dos enrolamentos primário e secundário. Medir a degradação dessa isolação é justamente medir a perda de vida do transformador.

Pelo exposto, o presente texto se propõe ao estudo, análise física, modelagem e análise do desempenho térmico e estimativa da vida útil de transformadores de distribuição submetidos a fenômenos harmônicos, através de simulações de carregamentos não lineares.

Com a finalidade de atingir as metas propostas, este trabalho apresenta-se organizado da seguinte forma:

- Introdução do que foi realizado neste trabalho e em que contexto ele é inserido.
- Descreve como são obtidas as curvas de carga e quais os possíveis tratamentos utilizados para a sua análise.
- Incluir os efeitos da variação das resistências e indutâncias dos enrolamentos dos transformadores com relação à frequência.
- Fontes de Aquecimento no Transformador quando Opera sob Condições Distorcidas. Nesta unidade observa-se os efeitos das distorções harmônicas nas perdas do transformador e sua influência no aquecimento da mesmo.
- Cálculo das Temperaturas Internas do Transformador. Aqui é descrita como são calculadas as temperaturas relevantes na estimativa da perda de vida em transformadores sob condições senoidais e não senoidais de operação.
- Perda de Vida Útil do Transformador. Aqui são estudadas as etapas necessárias para o cálculo da perda de vida útil em transformadores de distribuição quando estes são ou não submetidos à tensões e/ou correntes harmônicas.
- Ensaio Experimentais. São apresentados os resultados experimentais obtidos nos ensaios realizados com dispositivos de iluminação eficientes, que serão utilizados como carga nas simulações de perda de vida dos transformadores de distribuição.
- Simulações. Esta unidade trata da descrição do processo utilizado na simulação da perda de vida útil do transformador de distribuição analisado.
- Apresentação dos Resultados. A qui se apresentam os resultados das simulações para diferentes tipos de carga não lineares acopladas a um transformador de distribuição e comparam-se esses valores a valores obtidos para um carregamento puramente senoidal.
- Conclusões e Discussão



5.3 – Curva de Carga Representativa dos Transformadores

5.3.1 - Considerações Iniciais

As curvas diárias de carga características dos transformadores, sejam eles da rede de distribuição ou de transmissão, aparecem como uma necessidade primordial para as concessionárias de energia elétrica, pois são essas curvas que indicam as características dos consumidores e seus hábitos de consumo.

O conhecimento dessas curvas é importante também para o dimensionamento das redes, sua análise tarifária, sua aplicação no gerenciamento de cargas e, principalmente, para a escolha da potência dos transformadores.

Este capítulo estuda essencialmente métodos de obtenção e de análise de curvas diárias de carga representativas dos transformadores de distribuição.

5.3.2 - Curvas Diárias de Carga

Uma curva diária de carga exprime o valor da potência aparente passante pelo transformador em função do tempo. Ela pode ser composta pelos valores instantâneos da potência ou por valores de potência média em dados intervalos de tempo. Assim, os pulsos são acumulados durante o intervalo, fornecendo a energia acumulada no mesmo, que dividida pelo tempo do intervalo, fornece a potência média representativa daquele ponto.

Neste procedimento de obtenção de pontos de potência média em intervalos, uma ponta de curta duração como a de um chuveiro, que tem duração média de cinco minutos, tem seu valor atenuado. Para maior esclarecimento, na figura 5I.1, é mostrada a demanda máxima que se obtém dependendo do valor do intervalo de integração do medidor. Se o intervalo de integração for quinze minutos, por exemplo, a demanda máxima da primeira hora será 40 KVA contra 27,5 KVA para um intervalo de uma hora. Se o medidor for instantâneo, essa demanda pode apresentar valores superiores a 40 KVA.

Não obstante, é praxe nas concessionárias obter um ponto a cada intervalo de quinze minutos, resultando em noventa e seis pontos de medição.

Essas curvas normalmente são obtidas utilizando-se conjuntos de medidores de disco convencionais acoplados a um registrador digital chamado REP – Registrador Eletrônico Programável¹

¹ É um registrador provido de memória de massa, que conta os pulsos gerados pelo medidor e acumula-os calculando a energia de cada intervalo de integração predeterminado e a potência média no intervalo.



No caso de intervalos maiores serem suficientes, de uma em uma hora por exemplo, pode-se programar o REP ou então, converter os dados utilizando-se de alguma técnica estatística para cálculo de média. Comumente, as concessionárias utilizam o método das médias quadráticas². Essa forma de média foi escolhida pois a perda de vida do transformador é uma função da elevação de sua temperatura, principalmente por perdas Joule, e estas são proporcionais ao quadrado da potência, sendo portanto mais adequado que outros tipos de médias.

Como a finalidade das curvas de carga é definir o comportamento da carga de determinado transformador, seja qual for o intervalo considerado, tornam-se necessários vários dias de medição contínuos, que resultam em várias curvas diárias de carga para cada transformador. Os dados resultantes dessas curvas deverão então ser agrupados em uma única curva, de modo que cada transformador tenha sua própria representação. Isto é feito calculando-se a média de todas as curvas e os seus respectivos desvios padrão, ou seja para cada ponto da curva calcula-se:

$$P_{média}(t) = \frac{\sum_1^N P(t)}{N} \quad (5.1)$$

$$S_{absoluto}^2(t) = \frac{\sum_1^N (P_{média}(t) - P(t))^2}{N - 1}$$

sendo N o número de dias de medição.

Assim, para cada transformador tem-se uma curva de carga média e uma de desvios, que represente o seu comportamento ao longo do dia.

5.3.3 - Curvas "PU da média"

Como cada transformador alimenta um tipo de carga diferente, para que as curvas

² Método das médias quadráticas:

$$P_{média}(intervalo) = \sqrt{\frac{\sum_1^M P^2(t)}{M}}$$

sendo M o número de pontos existentes no intervalo.



dos vários transformadores possam ser comparadas, torna-se necessária uma conversão dos dados em função de um valor de base.

Assim, todos os pontos das curvas médias dos transformadores devem ser divididos por:

$$P_{base} = \frac{1}{24} \int_{24 \text{ horas}} P_{média}(t) dt \quad (5.2.a)$$

Ou:

$$P_{base} = \frac{KWh \text{ mensal}}{24 \times 30} \quad (5.2.b)$$

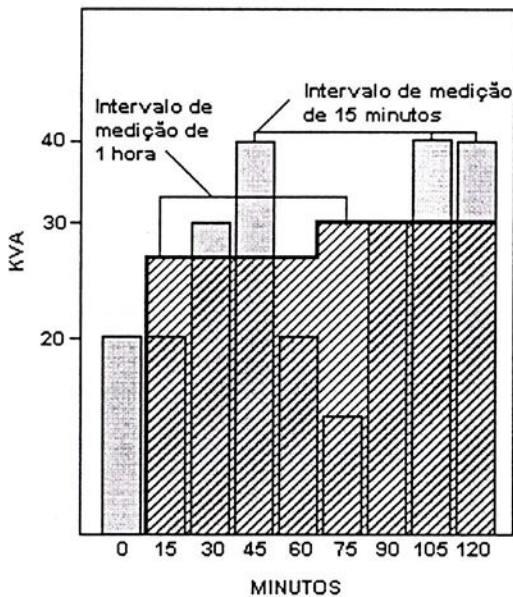


Figura 5.1 – Gráfico comparativo entre os intervalos de integração de quinze minutos e uma hora

Essas curvas são chamadas “PU da média”. E uma delas é ilustrada na figura 5.2.

Após esse processo, todas as curvas de carga medidas, mesmo em transformadores com cargas diferentes, estarão na mesma base e poderão, portanto, ser comparadas entre si.

5.3.4 - Curvas Estratificadas de Carga

As curvas de carga média em pu, embora permitam a comparação entre transformadores alimentando cargas diferentes, não demonstram a realidade dos transformadores medidos, pois, observa-se que, para um mesmo transformador, a demanda máxima diária pode ocorrer em horários diferentes e com amplitudes diferentes.

Em função disso, é essencial encontrar uma situação que os represente. Isso pode ser feito utilizando-se das curvas médias e de desvio padrão e supondo-as em uma distribuição gaussiana. Nessa distribuição, o valor correspondente à média ($P_{médio}$) mais

“K” desvios padrão (S), corresponde a uma probabilidade “P%” de não ser excedido, com $P\%=f(K)$.

A obtenção dessas curvas se faz através da curva média e de suas desvios absolutos, sendo calculada pela fórmula:

$$\text{Curva } P\% = P_{\text{média}} + K \cdot S \tag{5.3}$$

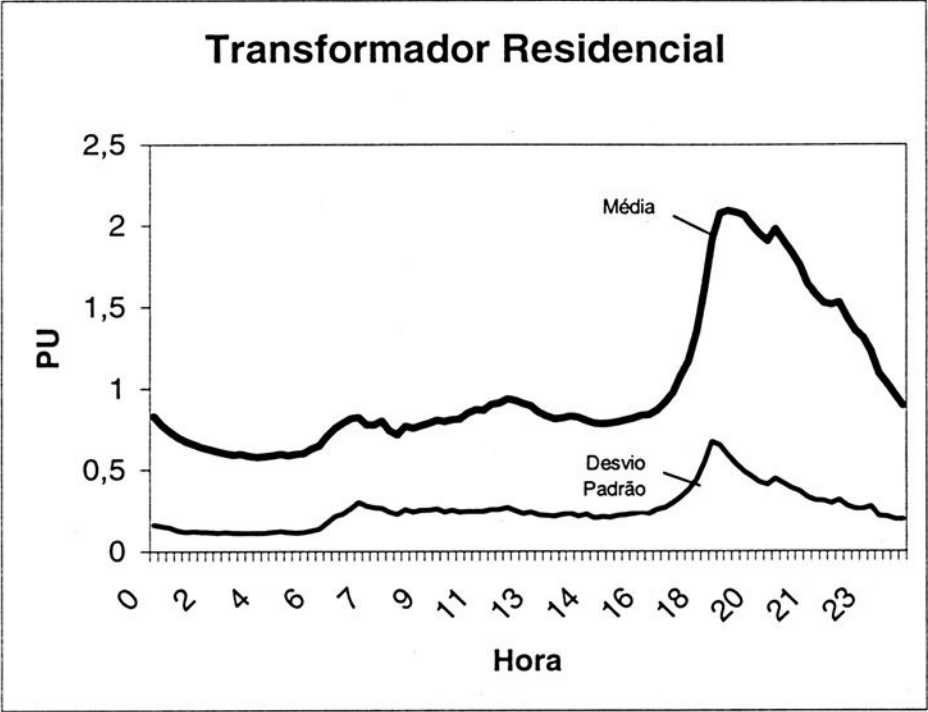


Figura 5.2 – Curva de carga média em p.u ou Curva “PU da média”

O valor de “K” é normalizado pela curva de Gauss. Sendo:

Tabela V.1 – Valores de K para normalização de Gauss

P%	K
2,5	-1,960
10	-1,280
20	-0,840
30	-0,525
40	-0,225
50	0,000
60	0,225
70	0,525
80	0,840
90	1,280
97,5	1,960

Assim, procura-se estabelecer uma família de curvas que represente a carga em um

transformador, com sua respectiva probabilidade de ocorrência, composta por onze estratos.

Tabela V.2 – Curvas Estratificadas de Carga com suas respectivas probabilidades de ocorrência

Curva P = 2,5% representativa da faixa de 0% a 5%
Curva P = 10% representativa da faixa de 5% a 15%
Curva P = 20% representativa da faixa de 15% a 25%
Curva P = 30% representativa da faixa de 25% a 35%
Curva P = 40% representativa da faixa de 35% a 45%
Curva P = 50% representativa da faixa de 45% a 55%
Curva P = 60% representativa da faixa de 55% a 65%
Curva P = 70% representativa da faixa de 65% a 75%
Curva P = 80% representativa da faixa de 75% a 85%
Curva P = 90% representativa da faixa de 85% a 95%
Curva P = 97,5% representativa da faixa de 95% a 100%

Cada curva definida acima tem uma probabilidade de ocorrer de 10%, exceto as curvas 2,5% e 97,5% que tem 5% de probabilidade de ocorrência cada uma. As curvas representativas desse processo são exemplificadas na figura 5.3.

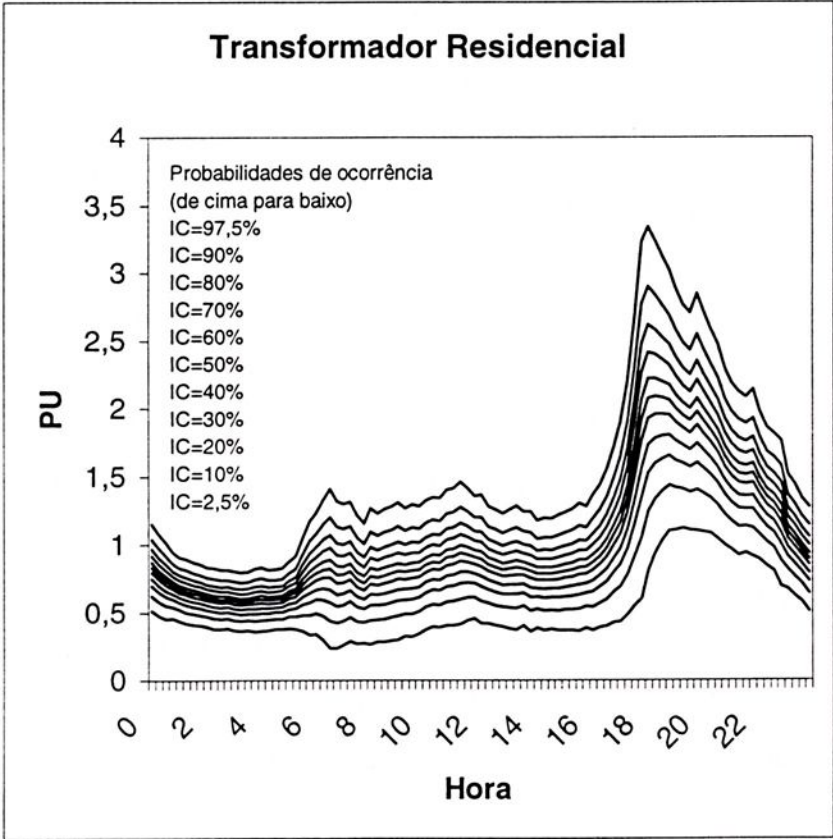


Figura 5.3 - Curvas Estratificadas de Carga

5.3.5 - Agregação de Curvas

Este método apresenta uma metodologia que permite a determinação da curva de carga ou o carregamento esperado em equipamentos e pontos determinados da rede de distribuição, com base na agregação das curvas representativas das várias atividades obtidas através de medições em campo e dos consumos mensais dos consumidores ligados a esse elemento.

A metodologia fornece a possibilidade de uma avaliação sistemática do comportamento da carga do consumidor, através de medições permanentes e permite um monitoramento do carregamento dos equipamentos da rede.

Realiza-se uma campanha de medições em campo para determinar o comportamento da curva de carga de consumidores, obtendo-se as curvas representativas das classes de consumo mais significativas: Residencial, Comercial e Industrial; através de medições apropriadas e técnicas estatísticas e de amostragem.

Para um determinado consumidor, transformador ou alimentador, com base nos valores das curvas diárias de carga medidas, as curvas média e de desvio padrão são calculadas. Em seguida elas são todas colocadas na mesma base conforme descrito anteriormente, obtendo-se assim as curvas em p.u.

O próximo passo é a determinação das curvas representativas da média $m_j(t)$ e do desvio padrão $s_j(t)$ dos segmentos de mercado analisados. Para isso agrupa-se os consumidores residenciais por faixa de consumo, e os consumidores comerciais e industriais por ramo de atividade.

A identificação do consumidor residencial em cada faixa de consumo é feita pelas curvas média ($m_j(t)$) de desvio padrão ($s_j(t)$) em p.u, representativas dessa faixa. Para uso futuro, uma vez conhecido o consumo mensal de um certo consumidor, a sua curva diária de carga pode ser obtida multiplicando-se os valores em p.u. da curva representativa do estrato mensal a qual ele pertence pelo seu valor de base [KWh / (24 x 30)]. Procedimento análogo poderá ser utilizado para os consumidores do ramo industrial e comercial, observando a qual ramo de atividade ele pertence.

Na análise dos consumidores residenciais, as curvas de carga representativas são definidas por concessionária e por estrato de consumo.

As figuras 5.4 e 5.5, exemplificam as curvas “m” e “s” para um desses estratos.

Os elevados valores de desvio padrão devem-se à densidade no horário de utilização do chuveiro elétrico.



Para análise dos consumidores comerciais e industriais utilizam-se somente as curvas dos dias úteis, quando as curvas diárias são próximas entre si, resultando em baixos valores de desvio padrão.

As figuras 5.6 e 5.7 mostram as curvas para uma atividade comercial e uma industrial, respectivamente.

Os altos valores de desvios padrão encontrados, quando trata-se de atividade industrial, são devido ao fato de que a maioria das indústrias de pequeno porte possui motores elétricos cujo funcionamento, na maioria das vezes, é intermitente ao longo do dia resultando em picos de carga que comparativamente ao consumo mensal das indústrias analisadas, pode provocar uma dispersão relativamente alta dos valores medidos.

Cria-se então um banco de dados, com base em medições, com as curvas “m” e “s” representativas dos estratos de consumo residenciais, comerciais e industriais.

A energia mensal consumida de todos os consumidores é alocada em outro banco de dados disponível no departamento comercial das empresas, o qual é atualizado mensalmente.

Assim, além da medição direta efetuada no equipamento, as suas curvas média e de desvio padrão podem também ser obtidas pela agregação das curvas dos consumidores ligados a ele. Considere-se, por exemplo, um transformador com “p” consumidores tipo “a”, e “q” consumidores tipo “b”. As curvas F_i e F_j de cada consumidor podem ser representadas por:

$$\begin{aligned} F_i &= m_a P_i + K \cdot s_a P_i \\ F_j &= m_b P_j + K \cdot s_b P_j \end{aligned} \quad (5.4)$$

Sendo P_i e P_j as potências de base para cada consumidor.

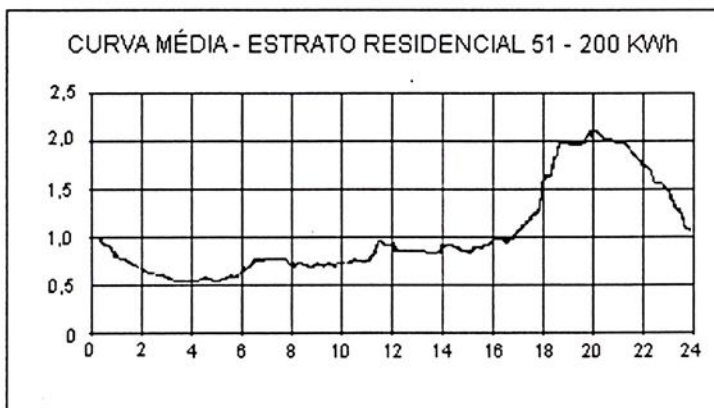


Figura 5.4 – Curva Média para estrato residencial 51 – 200 KWh





Figura 5.5 – Curva de desvio padrão para estrato residencial 51 – 200 KWh

A agregação de “p” e “q” consumidores no transformador será dada por:

$$P_{média}(t) = \sum_1^p m_a P_i(t) + \sum_1^q m_b P_j(t) \quad (5.5)$$

$$S_{absoluto}^2(t) = \sum_1^p [s_a P_i(t)]^2 + \sum_1^q [s_b P_j(t)]^2$$

Dessa forma, para a obtenção das curvas média e de desvio padrão de um equipamento, baseando-se nos consumidores ligados a ele, os seguintes passos devem ser seguidos: (i) Montagem de um banco de dados com as curvas média e de desvio padrão, em p.u, representativa dos consumidores dos três segmentos de mercado analisados (Residencial, Comercial e Industrial); (ii) Conhecimento do consumo mensal de todos os consumidores e, no caso de consumidores comerciais ou industriais, conhecimento também do seu ramo de atividade.

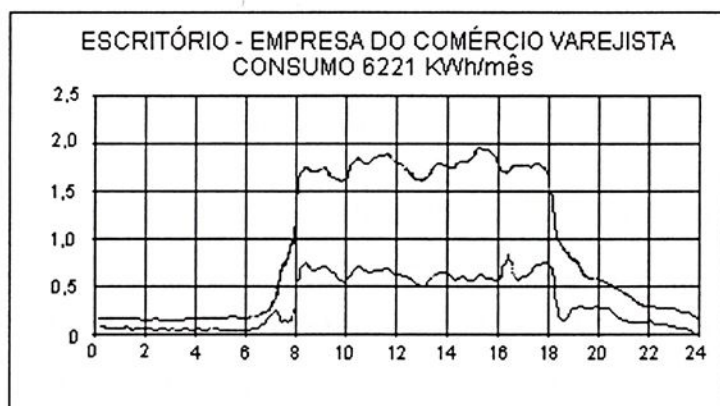


Figura 5.6 – Curvas Média e de Desvios representativas de uma atividade comercial.

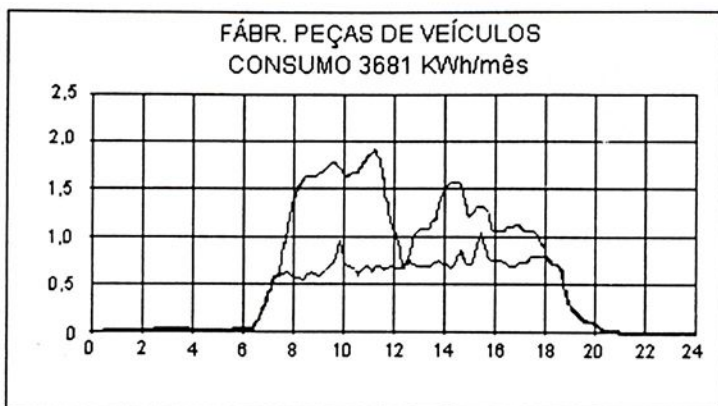


Figura 5.7 – Curvas Média e de Desvios representativas de uma atividade industrial.

5.3.6 - Crescimento de Carga

A expressão:

$$P_n = P_o \cdot (1 + r)^n \quad (5.6)$$

é a mais comumente utilizada para representar o crescimento de carga nas redes de distribuição. Sendo:

- P_n a potência no ano “n”
- P_o a potência no ano 0 (zero).
- r a taxa de crescimento média anual, em pu
- n número de anos

Assim, com a taxa de crescimento médio anual, cujo valor é encontrado no setor de planejamento das concessionárias, é possível prever a potência solicitada pela carga nos anos seguintes.

5.3.7 - Sobrecarga Admissível

Das experiências adquiridas ao longo dos anos e das pesquisas referentes ao fenômeno do envelhecimento, sabe-se que um transformador pode ser sobrecarregado durante determinado intervalo de tempo, sem que isto ocasione a sua destruição ou uma perda de vida excessiva. Assim, visto que a curva de carga não é constante durante todo o tempo, pode-se considerar em um dimensionamento que o transformador está sobrecarregado parte do tempo.

O carregamento médio, em geral, em transformadores de distribuição é menos de 50% da sua carga máxima. De modo que, se a demanda máxima da curva de carga durante o dia for igual à potência nominal do transformador, então ele estará operando ocioso parte do tempo. Da mesma forma, uma sobrecarga de curta duração, especialmente se a

temperatura ambiente for baixa, não reduzirá a expectativa de vida do transformador. Assim, permitindo uma sobrecarga ocasional, a relação custo/benefício será mais favorável.

5.4 - Análise do Efeito da Variação da Frequência nos Parâmetros Internos do Transformador

5.4.1. - Considerações Iniciais

Os modelos existentes de transformadores consideram que os parâmetros internos representativos do seu circuito equivalente são invariáveis com a frequência. Fato este que é verdadeiro quando se trata da frequência fundamental, entretanto, quando são realizados estudos relacionados com frequências mais elevadas o fenômeno pode merecer atenção especial.

De fato, à medida que a frequência se eleva, parâmetros como as resistência e indutâncias podem sofrer significativas alterações.

Assim, este capítulo destina-se a ao estudo e modelagem de transformadores submetidos à fenômenos em que diferentes frequências se fazem presentes.

5.4.2- Efeitos da Frequência nas Resistências e Indutâncias dos Enrolamentos Primário e Secundário do Transformador

Existem dois fenômenos físicos que se manifestam simultaneamente nos enrolamentos de um transformador. O Efeito Skin e o Efeito Proximidade.

O Efeito Skin ou Efeito Pelicular é o resultado da não uniformidade da indutância própria através das secções retas do condutor. Como o centro do condutor é enlaçado por mais linhas de fluxo que a sua superfície, sua indutância (reatância) nesse ponto é maior que na superfície fazendo com que a corrente circule em menor densidade no centro do condutor. Essa distribuição de corrente faz com que a resistência ca seja maior.

O Efeito Proximidade é resultado da interação entre dois ou mais condutores. Nesse caso, os campos magnéticos dos condutores próximos interagem entre si distorcendo a distribuição de correntes dos mesmos e, conseqüentemente, alterando o valor da resistência elétrica.

A título de ilustração, a figura 5.8, mostra a relação entre as resistências ca e cc em função da frequência para diferentes condutores planos de secções circulares; e a figura



5.9, ilustra os dois efeitos (Skin e Proximidade) separadamente em função da frequência para um cabo de 95 mm².

Na figura 5.8, pode-se observar que para altas frequências o efeito Skin é maior, enquanto que para frequências menores sobressai-se o efeito proximidade.

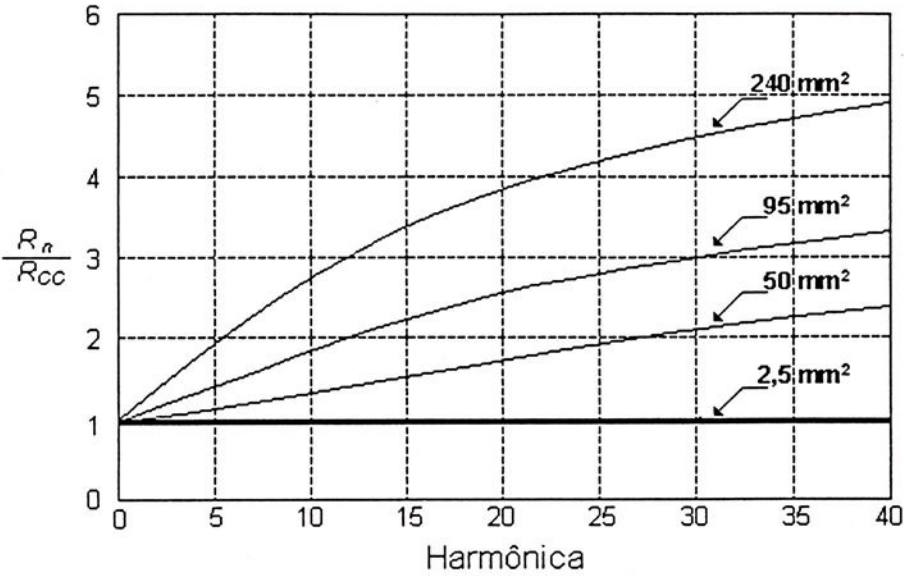


Figura 5.8 – Relação entre as resistências CA e CC em função da frequência para condutores de diferentes secções

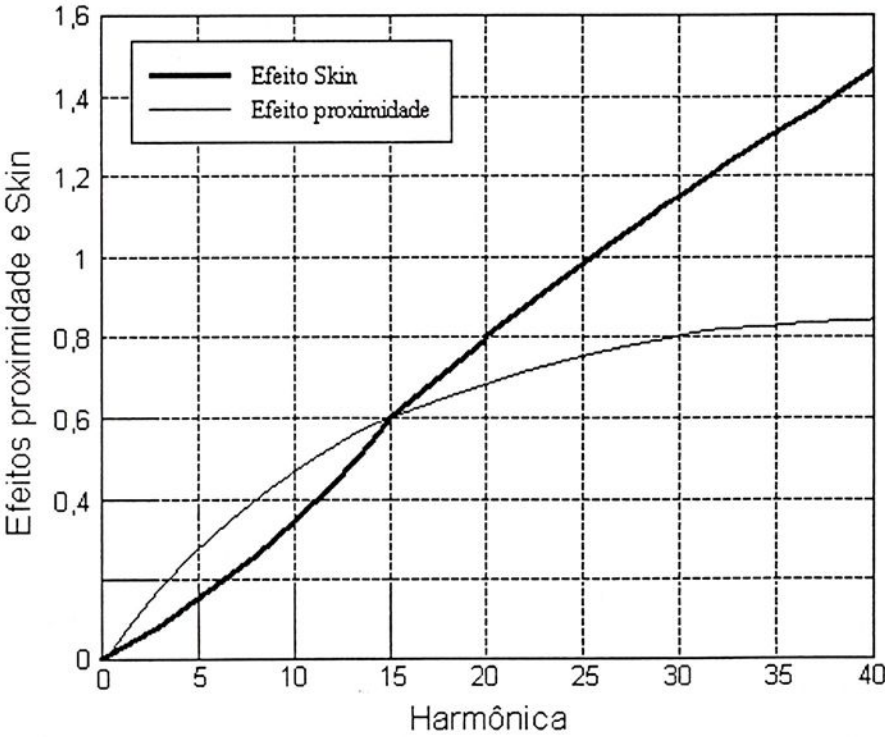


Figura 5.9 – Efeito Skin e Proximidade em função da frequência - condutor de secção circular 95 mm².

É importante observar que a precisão da modelagem desses efeitos é muito importante para estimar o aumento das perdas Joule devido às altas resistências dos



enrolamentos para frequências elevadas. Entretanto, como a maioria dos transformadores possui pequenas secções transversais dos enrolamentos de alta tensão, os efeitos podem ser considerados desprezíveis para esses enrolamentos. Contrariamente, os enrolamentos de baixa tensão possuem maiores secções transversais, estes, portanto, tem maior sensibilidade ao efeito. A figura 5.10 ilustra as variações das resistências ôhmicas dos enrolamentos de alta e baixa tensão em função da frequência para um transformador Siemens de 300 kVA.

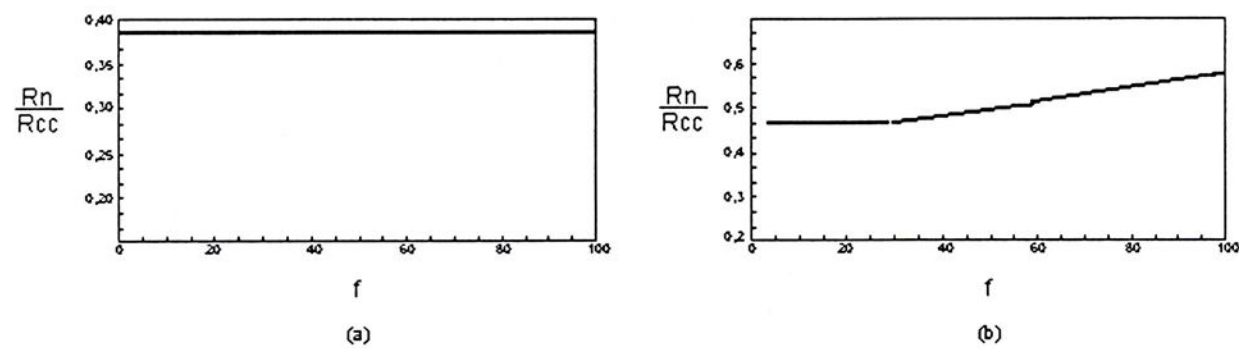


Figura 5.10 – (a) Resistência do enrolamento de alta tensão em função da frequência;
(b) Resistência do enrolamento de baixa tensão em função da frequência

A título de ilustração, na figura 5.11 mostra-se, para o mesmo transformador, que a reatância de dispersão tem um comportamento linear com a frequência, o que sugere que ela é pouco ou nada afetada pela variação da mesma.

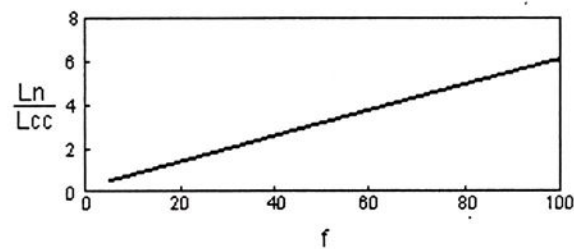


Figura 5.11 – Reatância de dispersão em função da frequência;

5.4.3 - Efeitos da Frequência nas Resistências dos Enrolamentos Primário e Secundário do Transformador.

Para um condutor retilíneo de secção circular, muitas são as expressões propostas para corrigir a resistência com a frequência. Faz-se então a seguir uma listagem das formulações existentes e suas diferenças.



FORMULAÇÃO 01: Sugerida por W. D. Stevenson na segunda edição do livro “Elements of Power System Analysis” da editora McGraw Hill Company em 1962.

$$\frac{R_n}{R_{cc}} = \frac{mr}{2} \cdot \frac{ber(mr) \cdot bei'(mr) - bei(mr) \cdot ber'(mr)}{[bei'(mr)]^2 + [ber'(mr)]^2} \quad (5.7)$$

Sendo:

- $mr = 15,84 \times 10^{-4} \cdot \sqrt{\frac{\mu_{rc} \cdot n \cdot f}{R_{cc}}}$
- R_n a resistência do condutor na frequência nf , onde n é a ordem harmônica.
- R_{cc} a resistência do condutor à corrente contínua [Ω/m];
- ber a parte real da função de Bessel;
- bei a parte imaginária da função de Bessel;
- ber' a derivada de ber ;
- bei' a derivada de bei ;
- μ_{rc} a permeabilidade relativa do cobre.

A figura 5.12 mostra a relação $\frac{R_n}{R_{cc}}$ para diferentes valores de mr .

FORMULAÇÃO 02: Sugerida por J. C. Oliveira Et. Al. na apostila “Cargas Elétricas Especiais” editada pela UFU em 1986.

$$\frac{R_n}{R_{cc}} = 1 + 8,522 \times 10^{-8} \cdot \left(\frac{nf}{R_{cc}} \right)^2 - 5,81 \times 10^{-15} \cdot \left(\frac{nf}{R_{cc}} \right) \text{ para } 0 < \frac{nf}{R_{cc}} \leq 1350 \quad (5.8a)$$

$$\frac{R_n}{R_{cc}} = 0,25 + 0,255 \cdot \sqrt{\frac{nf}{R_{cc}}} + 2,0846 \cdot \frac{1}{\sqrt{\frac{nf}{R_{cc}}}} \text{ para } \frac{nf}{R_{cc}} > 1350 \quad (5.8b)$$

FORMULAÇÃO 03: Sugerida por J. C. Oliveira Et. Al. na apostila “Cargas Elétricas Especiais” editada pela UFU em 1986 e também por F.A C. Pires em sua tese de doutorado na UNICAMP chamada “Uma contribuição ao estudo de harmônicas em Sistemas de Potência” em 1991.

$$\frac{R_n}{R_{cc}} = \sqrt{n} \quad (5.9)$$

FORMULAÇÃO 04: Também sugerida por J. C. Oliveira Et. Al. na apostila “Cargas Elétricas Especiais” editada pela UFU em 1986.



$$\frac{R_n}{R_{cc}} = \sqrt{\frac{n}{2}} \quad (5.10)$$

FORMULAÇÃO 05: Sugerida por F.A C. Pires em sua tese de doutorado na UNICAMP chamada “Uma contribuição ao estudo de harmônicas em Sistemas de Potência” em 1991.

$$\frac{R_n}{R_{cc}} = n^{0,9} \quad (5.11)$$

FORMULAÇÃO 06: Sugerida pela SIEMENS S/A – TUSA em “Informações Técnicas”.

$$R_n(s) = R_{cc}(s) \cdot [1 + 3,039 \times 10^{-2} \cdot n^2] \quad \text{para transformadores de 150 KVA} \quad (5.12a)$$

$$R_n(s) = R_{cc}(s) \cdot [1 + 3,129 \times 10^{-2} \cdot n^2] \quad \text{para transformadores de 300 KVA} \quad (5.12b)$$

Nota-se que há muita discrepância entre as formulações sugeridas nas várias referências, de modo que essas recomendações são muito discutíveis, não ensejando qualquer generalidade suficiente para se adotada sem restrições. Dessa forma, a escolha da melhor formulação depende do fim ao qual ela servirá.

5.4.3 - Efeitos da Frequência nas Indutâncias dos Enrolamentos Primário e Secundário do Transformador.

Para um condutor retilíneo de secção circular, a seguinte expressão é sugerida por W. D. Stevenson (mesmo que sugere a formulação 1 para a correção da resistência) para a correção da indutância com a frequência.

$$\frac{L_n}{L_{cc}} = \frac{4}{mr} \cdot \frac{bei(mr) \cdot bei'(mr) - ber(mr) \cdot ber'(mr)}{[bei'(mr)]^2 + [ber'(mr)]^2} \quad (5.13)$$

Sendo:

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

- L_n a indutância do condutor na frequência nf ;
- L_{cc} a indutância do condutor à corrente contínua [Ω/m];
- ber a parte real da função de Bessel;
- bei a parte imaginária da função de Bessel;
- ber' a derivada de ber ;
- bei' a derivada de bei ;
- μ_{rc} a permeabilidade relativa do cobre.



A figura 5.13 mostra a relação $\frac{L_n}{L_{CC}}$ para diferentes valores de mr .

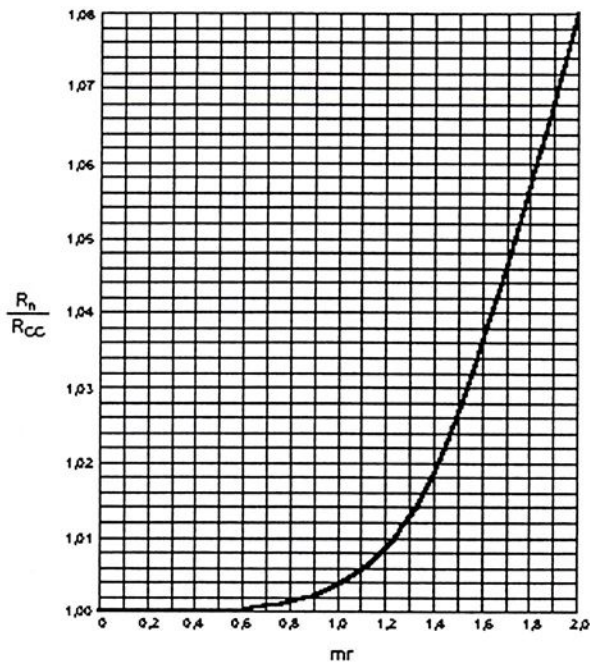


Figura 5.12 – Relação R_n/R_{CC} para diferentes valores de mr .

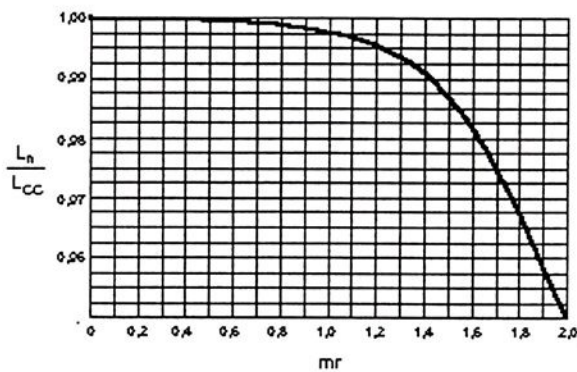


Figura 5.13 – Relação L_n/L_{CC} para diferentes valores de mr .

5.4.5 Uma Outra Forma de Analisar os Efeitos da Frequência nas Impedâncias dos Enrolamentos Primário e Secundário do Transformador

Não obstante as formulações apresentadas anteriormente, uma outra forma de analisar a interdependência das resistências e reatâncias dos enrolamentos de alta e baixa tensão em função da frequência pode ser reproduzida razoavelmente no circuito da figura 5.14.

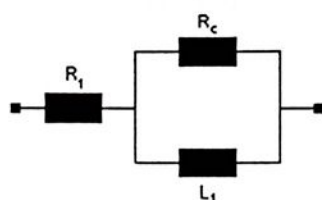


Figura 5.14 – Circuito equivalente.

O circuito equivalente sugerido consta dos elementos R_l e L_l , que são a resistência e a indutância de dispersão na frequência nominal e da resistência R_c , em paralelo com L_l , que é responsável pela produção de um efeito equivalente à dependência dos parâmetros com a frequência.

As partes real e imaginária da impedância de dispersão dos enrolamentos de alta e baixa tensão são calculadas através das expressões (5.14) e (5.15).

$$R(f) = \left(R_l + \frac{R_c \cdot (\omega L_l)^2}{R_c^2 + (\omega L_l)^2} \right) \quad (5.14)$$

$$X(f) = \left(\frac{R_c^2 \cdot (\omega L_l)}{R_c^2 + (\omega L_l)^2} \right) \quad (5.15)$$

Sendo constantes os valores de R_l e L_l e, conhecendo-se o comportamento de $R(f)$, pode-se determinar o valor de R_c . Admitindo-se que o valor da resistência do enrolamento para a frequência f_n seja R_n em (5.14) obtém-se a expressão (5.16), cuja solução fornece o valor de R_c .

$$R_c^2 - \frac{(\omega_n L_l)^2}{R_n - R_l} \cdot R_c + (\omega_n L_l)^2 = 0 \quad (5.16)$$

Dessa forma, o circuito equivalente para transformadores monofásicos considerando-se o efeito da variação da frequência passa a ser aquele mostrado na figura 5.15, onde R_{cp} e R_{cs} são as resistências que incorporam tal efeito.

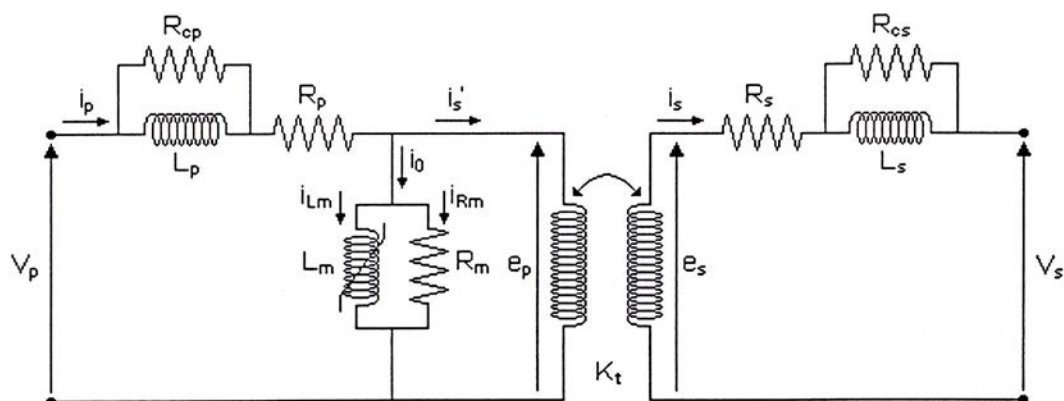


Figura 5.15 – Circuito elétrico equivalente considerando a variação da resistência dos enrolamentos primário e secundário com a frequência

5.5- Fontes de Aquecimento no Transformador quando operando sob Condições Distorcidas

5.5.1 - Considerações Iniciais

Sob condições senoidais de operação, as relações entre as tensões e perdas no núcleo, bem como entre corrente e perdas nos enrolamentos são bem conhecidas. Entretanto, quando esses equipamentos operam sob o impacto de sinais elétricos distorcidos essas relações devem ser reavaliadas.

O presente capítulo tem como objetivo observar os efeitos das distorções harmônicas nas perdas do transformador e sua influência no aquecimento do mesmo.

5.5.2 - Perdas no Ferro sob Condições de Tensão Não Senoidais

Um transformador operando sob condições senoidais, com uma excitação de frequência f , tem suas perdas totais no ferro calculadas através da expressão 5.17.

$$P_{FE} = P_H + P_F = \eta \cdot f \cdot B_{max}^s + \lambda \cdot f^2 \cdot B_{max}^2 \quad (5.17)$$

Sendo:

- P_H as perdas provocadas pela histerese do material magnético do núcleo;
- P_F as perdas causadas pelas correntes de Foucalt;
- η, λ constantes dependentes do material do núcleo;
- f a frequência do sinal aplicado;
- B_{max} o valor máximo da densidade de fluxo magnético;
- s um expoente dependente do material do núcleo. Para os materiais mais comumente usados s varia de 1,5 à 2,5.

Nos transformadores de distribuição operando com frequência de 60Hz as perdas por correntes parasitas (Foucalt) tendem a ser menores em relação às perdas por histerese ficando na ordem de 20 a 50% das perdas totais no ferro, dependendo é claro dos materiais empregados e a forma de fabricação do transformador.

Entretanto, faz-se necessária a adaptação da equação (5.17) para condições não senoidais de operação, ou seja para o caso em que as excitações dos transformadores sejam distorcidas.



O conhecimento e a análise das formas de onda distorcidas podem ser estudados através da ferramenta oferecida pelo postulado de Fourier. Dessa forma, a análise é um processo de cálculo através do qual são obtidas as amplitudes e fases da componente harmônica fundamental e das componentes múltiplas.

A grande vantagem da utilização dessa técnica é que, para sistemas lineares, cada componente harmônica pode ser considerada separadamente, e a distorção final determinada pela superposição das várias componentes constituintes do sinal distorcido. Dessa forma, os sistemas elétricos sujeitos a alimentação não senoidal, podem ser tratados considerando individualmente o efeito de cada componente harmônica.

Realiza-se, então, a seguir a análise isolada dos efeitos associados à histerese e correntes de Foucault.

5.5.2.1 - Perdas por Histerese

Considere-se uma tensão distorcida, com zero simples³ para $\omega t = 0$ e $\omega t = \pi$, ou seja $v(0)=v(\pi)=0$, tal como ilustrado na figura 5.16.

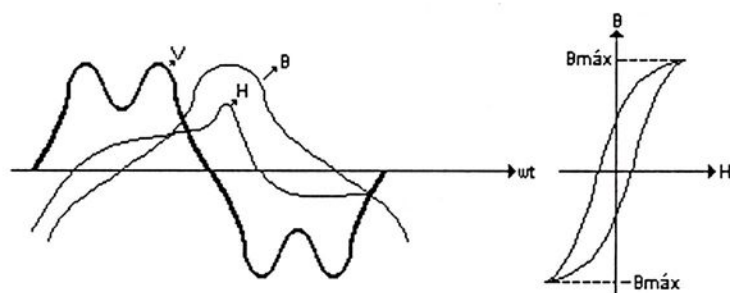


Figura 5.16 – Tensão distorcida com zero simples e seu respectivo laço de histerese.

Nessas condições, a densidade de fluxo magnético $B(\omega t)$ é expressa por:

$$B(\omega t) = k_1 \cdot \int v(\omega t) \cdot d\omega t \quad (5.18)$$

Sendo:

$$- k_1 = \frac{1}{2NS\omega} \text{ uma constante de proporcionalidade;}$$

³ Ondas de tensão com zeros múltiplos, que introduzem ciclos internos ao laço de histerese, são encontradas muito raramente na prática, de modo que não se faz necessária a sua análise.

- N o número de espiras do enrolamento;
- S a área da secção transversal do núcleo;
- $\omega = 2\pi f$ a velocidade angular.
- A tensão distorcida $v(\omega t)$ em sua forma mais geral é dada pela equação (5.19).

$$v(\omega t) = \sum_{n=1}^{\infty} \sqrt{2} \cdot V_n \cdot \text{sen}(n\omega t + \varphi_n) \quad (5.19)$$

Sendo:

- V_n o valor eficaz da harmônica de ordem n ;
- φ_n a fase da harmônica de ordem n ;

Assim, a densidade de fluxo instantânea para cada uma das componentes harmônicas da tensão distorcida é dada por:

$$B(\omega t) = \frac{\sqrt{2}}{2NS\omega} \cdot \frac{V_n}{n} \cdot \cos(n\omega t + \varphi_n) \quad (5.20)$$

A amplitude da curva de indução magnética pode então ser determinada pela equação (5.21).

$$B_{\max} = \frac{\sqrt{2}}{NS\omega} \cdot \frac{V_n}{n} \cdot \cos \varphi_n \quad (5.21)$$

Assim, as perdas por histerese referentes às contribuições individuais de cada harmônica são dadas por:

$$P_{Hn} = \eta \cdot f \cdot B_{\max}^s = \eta f \cdot \left(\frac{\sqrt{2}}{NS\omega} \cdot \frac{V_n}{n} \cdot \cos \varphi_n \right)^s \quad (5.22)$$

Fazendo $n=1$ na equação 5.21, obtém-se as perdas por histerese na frequência fundamental.

$$P_{H1} = \eta f \cdot \left(\frac{\sqrt{2}}{NS\omega} \cdot V_1 \right)^s \quad (5.23)$$

Dividindo-se a expressão (5.22) por (5.23), e somando-se os efeitos de cada componente harmônica, obtém-se as perdas por histerese para condições não senoidais em função das perdas na frequência fundamental.

$$\frac{P_{HN}}{P_{h1}} = \sum_{n=1}^{\infty} \left(\frac{1}{n} \cdot \frac{V_n}{V_1} \cdot \cos \varphi_n \right)^s = \left[1 + \sum_{n=2}^{\infty} \left(\frac{1}{n} \cdot \frac{V_n}{V_1} \cdot \cos \varphi_n \right)^s \right] \quad (5.23)$$

Sendo:

- P_{HN} as perdas por histerese para um suprimento distorcido;
- P_{H1} as perdas por histerese na frequência fundamental;
- n a ordem harmônica;
- V_n a tensão eficaz do n -ésimo harmônico;
- V_1 o valor eficaz da tensão fundamental;
- φ_n a fase do n -ésimo harmônico.

5.5.2.2 - Perdas por Correntes de Foucalt

Considere-se a mesma onda de tensão considerada no momento da análise das perdas por histerese. Nessas condições, o valor da amplitude da indução magnética B_{max} para cada componente harmônica ainda pode ser representado pela equação 5.20, reescrita a seguir.

$$B_{max} = \frac{\sqrt{2}}{NS\omega} \cdot \frac{V_n}{n} \cdot \cos \varphi_n$$

Entretanto, para as harmônicas de alta frequência, as correntes parasitas fazem com que a indução magnética não seja uniforme, apresentando-se maior nas extremidades das chapas do material do núcleo. Esse fenômeno implica na redução das perdas parasitas, e é considerado pela inclusão do parâmetro C_{en} nas expressões apresentadas a seguir.

$$P_F = \lambda \cdot f^2 \cdot B_{max}^2 \quad (5.25)$$

$$P_{Fn} = .n^2 \cdot \lambda \cdot f^2 \cdot B_{max}^2 \cdot C_{en} \quad (5.26)$$

Sendo:



$$C_{en} = \begin{cases} 1 - 0,0017\xi^{3,61} & \text{se } \xi < 3,6 \\ \frac{3}{\xi} & \text{se } \xi > 3,6 \end{cases}$$

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

- P_{Fn} as perdas por correntes parasitas para a harmônica de ordem n ;
- μ a permeabilidade magnética do núcleo;
- γ a condutividade elétrica do núcleo;
- Δ a espessura da chapa do núcleo;
- n a ordem harmônica da tensão;
- f a frequência da fundamental.

Para a frequência da fundamental, o termo C_{en} é igual a 1,0 e as perdas por correntes parasitas são dadas pela equação (5.25) substituindo-se nela a expressão de B_{max} . Assim:

$$P_{F1} = \lambda \cdot f^2 \cdot \left(\frac{\sqrt{2}}{NS\omega} \cdot V_1 \right)^2 \quad (5.27)$$

Para uma tensão não senoidal, as perdas por correntes parasitas são dadas pela equação (5.24) e substituindo-se o valor de B_{max} . Assim:

$$P_{Fn} = n^2 \cdot \lambda \cdot f^2 \cdot \left(\frac{\sqrt{2}}{NS\omega} \cdot \frac{V_n}{n} \cdot \cos \varphi \right)^2 \cdot C_{en} \quad (5.28)$$

Dividindo-se a equação (5.28) pela equação (5.29) e somando-se as contribuições individuais, obtém-se o aumento das perdas por correntes de Foucault devido às condições não senoidais de operação.

$$\frac{P_{FN}}{P_{F1}} = \sum_{n=1}^{\infty} \left(\frac{V_n}{V_1} \cdot \cos \varphi \right)^2 \cdot C_{en} \quad (5.29)$$

5.5.3 - Perdas nos Enrolamentos dos Transformadores Sujeitos à Correntes não Senoidais

As perdas nos enrolamentos dos transformadores são muito importantes para

analisar o seu desempenho térmico.

Considere-se um transformador alimentando uma carga não linear. As perdas no cobre deste podem ser calculadas utilizando-se o princípio da superposição. Assim:

$$P_{JN} = P_{JN}(p) + P_{JN}(s) \quad (5.30)$$

Sendo:

- P_{JN} as perdas totais nos enrolamentos dos transformadores sob sinais distorcidos.
- $P_{JN}(p)$ as perdas totais no enrolamento primário sob sinais distorcidos.
- $P_{JN}(s)$ as perdas totais no enrolamento secundário sob sinais distorcidos

Nessas condições:

$$P_{JN} = \left\{ \left[\sum_0^{\infty} R_n(p) \cdot I_n^2(p) + \sum_0^{\infty} R_n(s) \cdot I_n^2(s) \right] + P_{EC} \right\} \cdot C(t) \quad (5.31)$$

Sendo:

- $R_n(p)$ a resistência do enrolamento primário para o n-ésimo harmônico à temperatura ambiente;
- $R_n(s)$ a resistência do enrolamento secundário para o n-ésimo harmônico à temperatura ambiente;
- $I_n(p)$ o valor eficaz da n-ésima corrente harmônica no primário;
- $I_n(s)$ o valor eficaz da n-ésima corrente harmônica no secundário;
- n a ordem harmônica da corrente;
- P_{EC} perdas por correntes parasitas nos enrolamentos para condições não senoidais;
- $C(t)$ é o fator de correção da resistência com a temperatura.

Em condições senoidais de operação, as perdas no cobre podem são:

$$P_{J1} = R_1(p) \cdot I_1^2(p) + R_1(s) \cdot I_1^2(s)$$

Como $I_1(p) = \frac{N_s}{N_p} \cdot I_1(s) = \alpha \cdot I_1(s)$ então:

$$P_{j1} = R_1(p)\alpha^2 \cdot I_1^2(s) + R_1(s) \cdot I_1^2(s)$$

$$P_{j1} = (R_1(p)\alpha^2 + R_1(s)) \cdot I_1^2(s)$$

Mas $(R_1(p)\alpha^2 + R_1(s)) = R_{eqcc}$ referida ao lado secundário do transformador.

Assim:

$$P_{j1} = R_{eqcc} I_1^2(s) \quad (5.32)$$

Dividindo-se (5.29) por (5.30) tem-se:

$$\frac{P_{JN}}{P_{j1}} = \left\{ \frac{\sum_1^n (R_n(p)\alpha^2 + R_n(s)) \cdot I_n^2(s)}{R_{eqcc} \cdot I_1^2(s)} + \frac{P_{EC}}{P_{j1}} \right\} \cdot C(t)$$

Rearranjando

$$\frac{P_{JN}}{P_{j1}} = \left\{ \frac{\sum_1^n (R_{eqn}) \cdot I_n^2(s)}{R_{eqcc} \cdot I_1^2(s)} + \frac{P_{EC}}{P_{j1}} \right\} \cdot C(t)$$

Ou

$$\frac{P_{JN}}{P_{j1}} = \left\{ \sum_1^n \frac{R_{eqn}}{R_{eqcc}} \cdot \left(\frac{I_n(s)}{I_1} \right)^2 + \frac{P_{EC}}{P_{j1}} \right\} \cdot C(t) \quad (5.33)$$

5.5.4 - Perdas Adicionais nos Transformadores submetidos à Correntes não Senoidais

A literatura clássica estabelece que as perdas nos enrolamentos de um transformador são compostas de duas parcelas. A primeira representa as perdas na resistência dos enrolamentos. A segunda está associada às perdas adicionais, que são

compostas, principalmente, pelas perdas magnéticas e pelas perdas no cobre devido ao fluxo de dispersão.

A componente das perdas no cobre que está relacionada com a circulação de correntes parasitas produzidas nos condutores pelo fluxo de dispersão é denominada perdas suplementares. Estas perdas dependem da corrente, do carregamento elétrico e da geometria dos condutores das bobinas. Sua determinação analítica não é simples, entretanto sua contribuição para as perdas totais no cobre, quando da operação normal dos transformadores é relativamente pequena. Nos ensaios experimentais para a determinação das perdas no cobre, as perdas suplementares são obtidas juntamente com as perdas no cobre, essas perdas são da ordem de 0,12% a 0,46% das perdas Joule nominais, dependendo das dimensões e do projeto do transformador.

A determinação analítica da variação dessas perdas com a frequência, do ponto de vista qualitativo, de acordo com a referência [15], deve considerar os cálculos apresentados na norma "Recommended Practice for Establishing Transformer Capability when Supplying Nonsinusoidal Load Currents" da ANSI/IEEE como bons indicadores da influência da frequência nas perdas adicionais.

De acordo com essa referência, as perdas suplementares são oriundas de fugas do fluxo eletromagnético nos componentes do transformador, e são divididas em duas parcelas. Uma que ocorre nos enrolamentos propriamente ditos, chamada de perdas por correntes parasitas P_{EC} . E outra que ocorre nas partes estruturais, tais como núcleo, carcaça e paredes do tanque, chamada de perdas adicionais nas partes metálicas P_{OSL} . Essa última é geralmente de pequena magnitude, podendo ser desprezada sem grande prejuízo às perdas totais nos enrolamentos.

Assim, admitindo-se a circulação de correntes harmônicas nos enrolamentos do transformador, as perdas por correntes parasitas pode ser calculada pela expressão (5.34)

$$P_{EC} = P_{EC1} \cdot \sum_{n=1}^{n_{max}} \left(\frac{I_n}{I_1} \right)^2 \cdot n^2 \quad (5.34)$$

Sendo:

P_{EC1} as perdas por correntes parasitas nos enrolamentos para a frequência fundamental;

I_n o valor eficaz da n-ésima corrente harmônica;

I_1 o valor eficaz da componente fundamental da corrente.



5.6 - Cálculo das Temperaturas Internas do Transformador

5.6.1 - Considerações Iniciais

O cálculo da perda de vida é essencialmente uma função do envelhecimento do material isolante, que depende diretamente da temperatura do enrolamento do transformador. Por essa razão desenvolveram-se fórmulas que relacionam perda de vida com a temperatura do enrolamento. Temperatura esta que deve ser estabelecida por seu valor médio e pela temperatura do ponto mais quente (ponto do enrolamento onde a temperatura é mais elevada), ou “Hottest Spot”.

As temperaturas máximas do óleo e do ponto quente variam de acordo com a potência fornecida pelo transformador.

Entretanto, conforme visto no item 5.2, os consumidores variam a potência elétrica solicitada a cada instante do dia, o que resulta também na variação das temperaturas do transformador.

Mas, para qualquer transformador instalado pode-se definir uma curva diária de carga (KW x tempo) e uma curva diária de temperatura ambiente ($^{\circ}\text{C}$ x tempo). Esses dois fatores determinam uma curva de temperatura do ponto mais quente no tempo.

Para cada instante “t” do dia, a temperatura do ponto mais quente de um transformador é obtida através da soma de três parcelas:

$$T_{hs}(t) = G_{hs}(t) + G_o(t) + T_a(t) \quad (5.35)$$

Sendo:

- $T_{hs}(t)$ a temperatura no ponto mais quente no instante t em $^{\circ}\text{C}$.
- $G_{hs}(t)$ a elevação da temperatura do ponto mais quente em relação à temperatura do topo do óleo no instante t em $^{\circ}\text{C}$.
- $G_o(t)$ a elevação da temperatura do topo do óleo em relação à temperatura ambiente no instante t em $^{\circ}\text{C}$.
- $T_a(t)$ a temperatura ambiente no instante t em $^{\circ}\text{C}$.
-

Analisa-se a seguir cada uma dessas parcelas.



5.6.2 - Cálculo da elevação da temperatura do topo do óleo em relação à temperatura ambiente (G_o)

5.6.2.1 - Elevação da temperatura do topo do óleo acima da ambiente - regime permanente

O óleo terá uma temperatura que dependerá do calor gerado e do sistema de refrigeração do transformador e da temperatura ambiente.

Em uma superfície a G_s °C (acima da temperatura ambiente), o calor emitido por centímetro quadrado W_s é proporcional a G_s elevado a um expoente n [1]. Tal expoente leva em consideração cor, forma da superfície, condições de refrigeração, etc.

Assim:

$$W_s = k_1 G_s^n$$

Sendo:

- W_s o calor emitido por cm^2 .
- K_1 uma constante de proporcionalidade.
- G_s a elevação da temperatura da superfície sobre a temperatura ambiente.
- n um expoente que depende da forma e posição da superfície.

Deduzindo G_s em função de W_s , tem-se:

$$G_s = \frac{1}{k_1} \cdot W_s^{1/n}$$

Ou

$$G_s = k_2 \cdot W_s^m$$

Sendo

- $k_2 = \frac{1}{k_1}$
- $m = \frac{1}{n}$

Pode-se modificar k_2 de modo a incluir a superfície do transformador e a diferença entre a temperatura média e a máxima do óleo. Dessa forma, pode-se reescrever a equação acima como:

$$G_{oreg} = k_3 \cdot W^m$$

Sendo:

- G_{oreg} a elevação da temperatura máxima do óleo sobre a ambiente.
- W a perda total do transformador, em Watts.
- K_3 uma constante de proporcionalidade.
- n um coeficiente que depende do tipo de refrigeração empregada no transformador.

Em funcionamento nominal a elevação da temperatura do óleo acima da ambiente é conhecida e pode ser escrito como:

$$G_{opc} = k_3 \cdot W_{pc}^m$$

Sendo:

- G_{opc} a elevação da temperatura máxima do óleo acima da ambiente para carga nominal, em °C.
- W_{pc} a perda total para carregamento nominal em Watts.
-

Dividindo membro a membro as equações de G_{oreg} e G_{opc} tem-se:

$$\frac{G_{oreg}}{G_{opc}} = \left(\frac{W}{W_{pc}} \right)^m$$

As perdas totais nos transformadores são compostas por duas parcelas, uma no ferro W_{Fe} que depende da tensão aplicada, e outra no cobre W_{Cu} que depende da corrente circulante. Assim:

$$\frac{G_{oreg}}{G_{opc}} = \left(\frac{W_{Fe} + W_{Cu}}{W_{Fepc} + W_{Cupc}} \right)^m \quad (5.36)$$

Sendo:

- W_{Cu} as perdas no cobre em Watts para o carregamento considerado.
- W_{Fe} as perdas no ferro em Watts para o carregamento considerado.
- W_{Cupc} as perdas no cobre à plena carga em Watts.
- W_{Fepc} as perdas no ferro à plena carga em Watts.

5.6.2.2 - Elevação da temperatura do topo óleo acima da ambiente – Transitório

Num instante “t” a elevação da temperatura do topo do óleo sobre a temperatura ambiente é $G_o(t)$. Num intervalo infinitesimal de tempo será:

$$G_o(t + dt) = G_o(t) + dG_o$$

Pelo princípio da conservação da energia tem-se:



$$CALOR \text{ GERADO} = CALOR \text{ ARMAZENADO} + CALOR \text{ DISSIPADO}$$

$$Wdt = K_d \cdot S_d \cdot G_o \cdot dt + C_t \cdot dG_o$$

Sendo:

- W é a potência dissipada, admitida constante no intervalo dt .
- K_d é o coeficiente de dissipação de calor para o meio ambiente.
- S_d é a superfície de dissipação de calor para o meio ambiente.
- C_t é a capacidade térmica do transformador.

A integração da equação anterior entre dois instantes H_i e H_f (inicial e final, respectivamente) de um intervalo leva à:

$$G_o(t) = [G_{oreg} - G_o(H_i)] \cdot \left(1 - e^{-t/\tau_o}\right) + G_o(H_i) \quad (5.37)$$

Conhecendo-se então as expressões (5.36) e (5.37) pode-se particulariza-las para caracterização do aumento da temperatura do topo do óleo em relação a ambiente para o funcionamento do transformador com carregamento senoidal e não senoidal.

5.6.2.3 - Cálculo da elevação da temperatura do óleo acima da ambiente em transformadores submetidos a ondas puramente senoidais

Regime Permanente

Como a tensão aplicada ao transformador é praticamente constante, pode-se admitir que as perdas no ferro não variam com a carga que passa pelo transformador. Assim a equação 5.34 pode ser reescrita como:

$$\frac{G_{oreg}}{G_{opc}} = \left(\frac{W_{Fepc} + W_{Cu}}{W_{Fepc} + W_{Cupc}} \right)^m \quad (5.38)$$

As perdas no cobre em um transformador monofásico, pelo princípio da superposição serão dadas por:

$$W_{cu} = R_p I_p^2 + R_s I_s^2$$

Sendo:



- R_p a resistência do enrolamento primário em ohms.
- I_p a corrente no enrolamento primário em A.
- R_s a resistência do enrolamento secundário em ohms.
- I_s a corrente no enrolamento secundário em A.

Como $I_p = \frac{N_s}{N_p} \cdot I_s = \alpha \cdot I_s$ então:

$$W_{cu} = R_p \alpha^2 I_s^2 + R_s I_s^2$$

$$W_{cu} = (R_p \alpha^2 + R_s) I_s^2$$

Mas $(R_p \alpha^2 + R_s) = R_{eq}$ referida ao lado secundário do transformador. Assim:

$$W_{cu} = R_{eq} I_s^2$$

Em plena carga as perdas no cobre são dadas por:

$$W_{cupc} = R_{eq} I_{spc}^2$$

Dividindo as perdas no cobre para um carregamento qualquer pelas perdas no cobre a plena carga tem-se:

$$\frac{W_{Cu}}{W_{Cupc}} = \left(\frac{I_s}{I_{spc}} \right)^2$$

Como a corrente é proporcional à potência aparente, se a tensão for mantida constante, vem que

$$\frac{W_{Cu}}{W_{Cupc}} = \left(\frac{S}{S_{nom}} \right)^2$$

Sendo:

- S a potência fornecida pelo transformador em KVA.
- S_{nom} a potência nominal do transformador em KVA.

Chamando de K a relação de potências, tem-se

$$W_{Cu} = K^2 W_{Cupc}$$

O que substituindo em (5.38) leva a:



$$\frac{G_{oreg}}{G_{opc}} = \left(\frac{W_{Fe pc} + K^2 W_{Cu pc}}{W_{Fe pc} + W_{Cu pc}} \right)^m$$

E que pode ser reescrita como:

$$\frac{G_{oreg}}{G_{opc}} = \left(\frac{1 + R \cdot K^2}{1 + R} \right)^m$$

Sendo $R = \frac{W_{Cu pc}}{W_{Fe pc}}$.

Essa fórmula é válida para uma resistência constante do enrolamento. Entretanto, com o aumento da temperatura do transformador há uma variação da resistência do enrolamento. Dessa forma deve-se incluir na formulação anterior um fator C de correção da resistência que leve em conta esse efeito na perda do cobre. Assim:

$$G_{oreg}(t) = G_{opc} \cdot \left[\frac{1 + C(t) \cdot K(t)^2 \cdot R}{1 + R} \right]^n \quad (5.39)$$

Transitório

Calculado o valor da elevação da temperatura do óleo acima da ambiente em regime permanente, e substituindo-se esse valor na equação (5.35) obtêm-se a expressão para o cálculo da elevação da temperatura do óleo acima da ambiente final.

$$G_o(t) = [G_{oreg} - G_{oi}] \cdot \left(1 - e^{-t/T_o(t)} \right) + G_{oi} \quad (5.40)$$

Sendo:

- $G_o(t)$ valor final da elevação da temperatura do óleo acima da ambiente no instante t em °C.
- G_{oreg} elevação da temperatura do óleo acima da ambiente em regime no instante t em °C.
- G_{oi} a elevação da temperatura do óleo acima da ambiente inicial em °C.
- $T_o(t)$ a constante de tempo de aquecimento do óleo no instante t em horas.

5.6.2.4 - Cálculo da elevação da temperatura do óleo acima da ambiente em transformadores submetidos a ondas distorcidas

Regime permanente

A elevação da temperatura final do óleo do transformador, operando em regime permanente com ciclo de carga constante e genérico, também pode ser avaliada através da equação 5.34, reescrita a seguir:

$$\frac{G_{oreg}}{G_{opc}} = \left(\frac{W_{Fe} + W_{Cu}}{W_{Fe pc} + W_{Cu pc}} \right)^m$$

As perdas no ferro são compostas pela componente das perdas por corrente de Foucault e pela componente das perdas por histerese conforme já foi visto no item 5.5.

Quando está submetido a carregamentos não lineares, deve-se levar em conta a contribuição das harmônicas no cálculo dessas perdas. Assim, a equação 5.36 pode ser reescrita como:

$$\frac{G_{oreg}}{G_{opc}} = \left(\frac{P_{FN} + P_{HN} + P_{JN}}{P_{Fe1} + P_{j1}} \right)^m \quad (5.41)$$

Sendo:

- G_{opc} a elevação da temperatura do topo do óleo sobre a ambiente com carga linear e nominal.
- P_{JN} as perdas totais nos enrolamentos dos transformadores sob sinais distorcidos.
- P_{FN} as perdas totais por correntes parasitas no núcleo sob sinais distorcidos.
- P_{HN} as perdas totais por histerese no núcleo sob sinais distorcidos.
- P_{FE1} as perdas no ferro nominais para condição senoidal.
- P_{j1} as perdas no cobre nominais para condição senoidal.

As perdas no núcleo e nos enrolamentos sob sinais distorcidos são calculadas de acordo com as formulações encontradas no item 5.5.

Regime Transitório

Para alcançar a elevação final da temperatura do óleo, o comportamento transitório térmico também pode ser expresso pela equação (5.37). Assim:



$$G_o(t) = [G_{oreg} - G_{oi}] \cdot \left(1 - e^{-t/\tau_o(t)}\right) + G_{oi} \quad (5.42)$$

5.6.3 - Cálculo da elevação da temperatura do ponto mais quente em relação à temperatura do topo do óleo (G_{hs})

5.6.3.1 - Elevação da temperatura do topo óleo acima da ambiente - regime permanente

A elevação da temperatura de uma bobina ou de uma série de bobinas, sobre a do óleo não é uniforme, mas varia de ponto a ponto em virtude do estabelecimento de gradientes ao longo dos caminhos do fluxo de calor. Por facilidade e padronização, assume-se que a temperatura do ponto mais quente do enrolamento exceda a temperatura média do óleo em 10 °C, e de fato, na maioria dos casos ela está entre 5 e 6 °C.

Entretanto, sob condições de sobrecarga ou condições não senoidais de operação, a temperatura do ponto quente aumenta, podendo eventualmente exceder os 10 °C.

De acordo com Augusto Ferreira Brandão Júnior [1] a elevação da temperatura do ponto quente sobre a média do enrolamento obedece a mesma lei que a elevação da temperatura do óleo sobre a ambiente. Assim, a mesma equação pode ser usada:

$$G_{hsreg} = k_4 \cdot W_{Cu}^m$$

Sendo:

- G_{hsreg} a elevação da temperatura do enrolamento acima da temperatura do óleo em regime permanente
- W_{Cu} as perdas no enrolamento em Watts
- m expoente de refrigeração. Para transformadores com resfriamento natural $m=0,8$.

Analogamente ao cálculo do aumento da temperatura do óleo acima da ambiente, dividindo-se a expressão do aumento da temperatura do enrolamento G_{hsreg} para um carregamento qualquer, pela expressão do aumento da temperatura do enrolamento para carregamento nominal G_{hspe} , tem-se:

$$\frac{G_{hsreg}}{G_{hspe}} = \left(\frac{W_{Cu}}{W_{Cupc}} \right)^m \quad (5.44)$$



5.6.3.2 - Elevação da temperatura do topo óleo acima da ambiente – Transitório

Analogamente ao aumento da temperatura do óleo, o valor final do aumento da temperatura do enrolamento é dado por:

$$G_{hs}(t) = [G_{hsreg} - G_{hs}(H_i)] \cdot \left(1 - e^{-t/T_e}\right) + G_{hs}(H_i) \quad (5.44)$$

Sendo:

- $G_{hs}(t)$ valor final da elevação da temperatura do enrolamento acima da do óleo no instante t em °C.
- G_{hsreg} elevação da temperatura do enrolamento acima da do óleo em regime no instante t em °C.
- G_{hsi} a elevação da temperatura do enrolamento acima da do óleo inicial em °C.
- $T_e(t)$ a constante de tempo de aquecimento do enrolamento no instante t em horas.

5.6.3.3 - Transformadores submetidos a ondas puramente senoidais

Admite-se que não existe inércia térmica no enrolamento do transformador, ou seja, as variações de carga refletem na variação praticamente instantânea da temperatura do enrolamento. Assim, analogamente ao aumento da temperatura do óleo para cada instante t o aumento da temperatura do enrolamento para condições senoidais de operação é dado por:

$$G_{hs}(t) = G_{hspc} [C(t) \cdot K(t)^2]^m \quad (5.45)$$

5.6.3.4 - Transformadores submetidos a ondas distorcidas

Regime Permanente

A elevação da temperatura final do enrolamento no seu ponto mais quente em relação à temperatura do óleo será dada pela expressão (5.43), levando-se em consideração que as perdas no cobre possuem contribuição harmônica. Assim:

$$G_{hsreg} = G_{hspc} \left[\frac{P_{jN}}{P_{j1}} \right]^m \quad (5.46)$$



Sendo:

- G_{hspc} a elevação da temperatura do ponto mais quente do enrolamento em relação ao topo do óleo com carga linear e nominal.
- P_{JN} as perdas totais nos enrolamentos dos transformadores sob sinais distorcidos.
- P_{JI} as perdas totais nos enrolamentos dos transformadores para a frequência fundamental.
- m expoente que varia de 0,8 à 1,0 de acordo com o sistema de resfriamento. (Por exemplo, para refrigeração natural $n=0,8$; para refrigeração com circulação forçada $n=1,0$).

Regime Transitório

Analogamente ao caso do óleo, para alcançar a temperatura final do enrolamento, o seu comportamento transitório térmico pode ser calculado pela equação (5.44). Assim

$$G_{hs}(t) = [G_{hsreg} - G_{hsi}] \cdot \left(1 - e^{-t/T_e(t)}\right) + G_{hsi} \quad (5.46)$$

Sendo:

- T_e a constante térmica do enrolamento do transformador.
- G_{ihs} a elevação de temperatura da temperatura do enrolamento no início de Δt .

5.6.4 - Temperatura Ambiente

As normas recomendam que, para o cálculo da perda de vida, a temperatura ambiente deve ser tomada pela temperatura média mensal obtida no decorrer de vários anos. Assim, é possível obter a temperatura ambiente provável para determinado mês através de relatórios preparados pelo serviço de meteorologia do Ministério da Agricultura, por exemplo, os quais fornecem a temperatura média a partir das máximas diárias para várias regiões do país.

Considerando-se que um dia qualquer a média e/ou a máxima podem ser superiores que as estimadas pelo IBGE, recomenda-se, que essas temperaturas sejam acrescidas de 5° C, uma vez que o envelhecimento em temperaturas mais altas que a média nem sempre é compensado pelo envelhecimento em patamares menores. Assim, a temperatura obtida não será excedida em alguns dias do mês, e onde isso ocorrer, a perda de vida útil não será significativa.



A título de ilustração a figura 5.17 mostra a variação da temperatura média ao longo do dia para os doze mcses do ano.

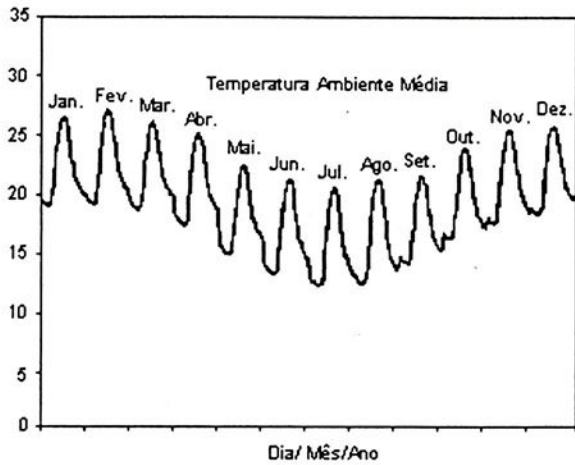


Figura 5.17 - Temperatura média ambiente dos doze meses do ano.

5.6.5 - Constantes Térmicas do Transformador

Uma constante de tempo térmica σ pode ser definida como o tempo necessário para uma temperatura θ passar de θ_i a θ_f , se a taxa de mudança for mantida no valor inicial. (Ver figura 5.18.)

Se a elevação da temperatura inicial θ_i for zero, e a potência aplicada ao transformador for a nominal, a constante térmica será σ_r . Nesse caso, sendo W_{fl} o calor gerado à potência nominal, inicialmente, não haverá dissipação e, esse calor será totalmente utilizado para elevar a temperatura do transformador. Em um intervalo de tempo Δt teremos $W_{fl} \cdot \Delta t$ Watt-horas gerados. Mantida a taxa inicial, para atingir θ_f serão necessários $\theta_f \cdot H$ Watt-horas, sendo H a capacidade térmica do transformador.

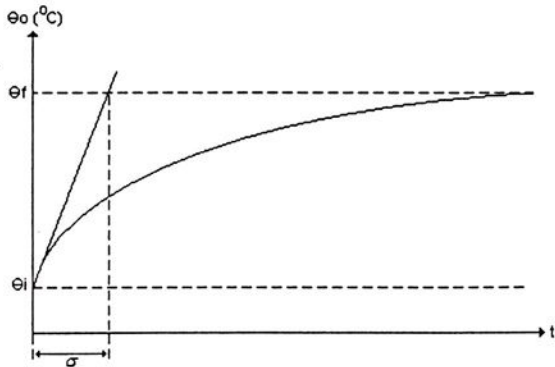


Figura 5.18 – Variação de temperatura, σ é a constante térmica.

Assim:

$$W_{fl} \cdot \sigma_r = \theta_f \cdot H$$

e

$$\sigma_r = \frac{\theta_f \cdot H}{W_{fl}} \quad (5.47)$$

Com referência ao cálculo de H existem muitas formulações utilizáveis, mas todas elas consideram características construtivas do transformador, como pesos do tanque e do núcleo e volume de óleo.

Quando o intervalo de temperaturas for diferente do especificado para σ_r e a carga aplicada ao transformador for diferente da nominal, deve-se fazer uma correção de σ_r para obter σ .

Assim, a equação do sistema térmico é:

$$\sigma = \left[\frac{\frac{\theta_f}{W_f} - \frac{\theta_i}{W_i}}{\frac{\theta_{fl}}{W_f} - \frac{\theta_{fl}}{W_i}} \right] \cdot \sigma_r \quad (5.48)$$

Lembrando que os calores dissipados (W_f , W_i , W_{fl}) podem ser escritos em função das temperaturas, chega-se finalmente à seguinte expressão.

$$\sigma = \left[\frac{\frac{\theta_f}{W_f} - \frac{\theta_i}{W_i}}{\left(\frac{\theta_f}{W_f} \right)^{1/m} - \left(\frac{\theta_i}{W_i} \right)^{1/m}} \right] \cdot \sigma_r \quad (5.49)$$

Sendo:

- σ a constante térmica para o intervalo θ_i a θ_f .
- σ_r a constante térmica para o intervalo 0 a θ_{fl} .

Dessa forma, as duas constantes de tempo de aquecimento utilizadas nas formulações anteriores, ou seja, a constante de tempo de aquecimento do óleo (T_o) e a constante de tempo de aquecimento do enrolamento (T_e), variam de acordo com o estado térmico do transformador, sendo calculadas de acordo com as expressões (5.47) e (5.48) a seguir.



$$T_o = \left[\frac{\frac{G_{oreg}}{G_{opc}} - \frac{G_{oi}}{G_{opc}}}{\left(\frac{G_{oreg}}{G_{opc}} \right)^{1/m} - \left(\frac{G_{oi}}{G_{opc}} \right)^{1/m}} \right] \cdot T_{opc} \quad (5.50)$$

$$T_e = \left[\frac{\frac{G_{hsreg}}{G_{hspc}} - \frac{G_{hsi}}{G_{hspc}}}{\left(\frac{G_{hsreg}}{G_{hspc}} \right)^{1/m} - \left(\frac{G_{hsi}}{G_{hspc}} \right)^{1/m}} \right] \cdot T_{epc} \quad (5.51)$$

Os parâmetros T_{opc} e T_{epc} dependem de características construtivas do transformador, e são fornecidos pelos fabricantes.

5.6.6 - Fator de Correção da Resistência

A elevação da temperatura acima dos valores padrões para os quais as características dos transformadores foram medidas, pode causar variação de alguns parâmetros, entre os quais estão as resistências ôhmicas dos circuitos primário e secundário.

O aumento das resistências dos enrolamentos causará um aumento direto das perdas no cobre, pois, mantida a tensão constante, a corrente circulante é dada pela potência fornecida pelo transformador e independente da resistência do cobre.

A equação que permite o cálculo da variação da resistência de um fio metálico com a temperatura é:

$$r = r_o [1 + \alpha(T - T_o)]$$

Sendo:

- r a resistência em ohms à temperatura T °C.
- r_o a resistência em ohms à temperatura T_o °C.
- α o coeficiente de variação da resistência com a temperatura.

Para uma temperatura T qualquer:

$$\alpha = \frac{1}{234,5 + T}$$

O fator de correção da resistência é definido como:



$$C = \frac{r}{r_o} = 1 + \alpha(T - T_o)$$

Sendo calculado para a temperatura T_o e substituindo-se o valor de α , tem-se:

$$C = \frac{234,5 + T}{234,5 + T_o}$$

Tomando-se a temperatura $T_o = T_{hspc}$, sendo T_{hspc} a temperatura do ponto mais quente do enrolamento à plena carga senoidal (95 °C para transformadores com isolação 55 °C e 110 °C para transformadores com isolação de 65 °C), o fator de correção da resistência para uma temperatura T_{hs} em um instante qualquer é dado por:

$$C(t) = \frac{234,5 + T_{hs}(t)}{234,5 + T_{hspc}} \quad (5.52)$$

Seguindo a referência [15], deve-se salientar que a expressão (5.52) tem maior precisão para harmônicos de baixa ordem. Entretanto, no caso de transformadores de grande porte, conduzindo correntes com alto conteúdo harmônico, a relação pode levar a uma superestimativa das perdas.

5.7 - - Perda de Vida Útil

5.7.1 Considerações Iniciais

A aplicação de carga em um transformador provoca neste um aquecimento, que por sua vez gera uma degradação no material isolante utilizado em sua construção. Quantificar o nível de degradação deste material é justamente calcular a taxa de perda de vida do transformador.

Este item destina-se ao estudo de como é realizado o cálculo da perda de vida de um transformador quando operando sob condições senoidais e não senoidais.

5.7.2 - Dados Necessários

Os dados necessários ao cálculo da perda de vida dos transformadores sob condições senoidais de operação estão relacionados na tabela V.3.



Tabela V.3- Dados necessários para o cálculo da perda de vida de transformadores operando sob condições senoidais

Potência Nominal do Transformador	S_{nom} [KVA]
Frequência Nominal do Sistema	f_{nom} [Hz]
Temperatura Ambiente	T_a [°C]
Temperatura de fulgor do óleo	T_f [°C]
Elevação da temperatura nominal no óleo acima da ambiente	G_{opc} [°C]
Elevação da temperatura nominal no enrolamento acima do óleo	G_{hspc} [°C]
Perdas no ferro nominais	P_{Fe} [KW]
Perdas no cobre nominais	P_{Cu} [KW]
Expoente de refrigeração	m
Constante de tempo de aquecimento do óleo nominal	T_{opc} [horas]
Constante de tempo de aquecimento do enrolamento nominal	T_{epc} [horas]
Dados da curva diária de carga	$K(t)$ [pu]
Dados da curva diária de temperatura ambiente	$T_a(t)$ [°C]

Para o cálculo da perda de vida sob condições não senoidais de operação, são necessários, além dos dados contidos na tabela V.3, os dados citados na tabela V.4.

Tabela V.4 – Parâmetros característicos do transformador utilizados para o cálculo da perda de vida em transformadores operando sob condições não senoidais (além daqueles contidos na tabela V.3)

Tensão Nominal no lado de Alta Tensão	$V_H(p)$ [KV]
Tensão Nominal no lado de Baixa Tensão	$V_L(s)$ [KV]
Corrente Nominal no lado de Alta Tensão	$I_H(p)$ [A]
Corrente Nominal no lado de Baixa Tensão	$I_L(s)$ [A]
Resistência equivalente	R_{eqc} [%]
Espessura da chapa do núcleo	Δ [m]
Permeabilidade magnética do núcleo	μ [H/m]
Condutividade térmica do núcleo	γ [Ω.m]
Ordem harmônica máxima considerada	N
Expoente de Steimmetz	S
Amplitude das tensões harmônicas no primário	$V_p(n)$ [pu]
Amplitude das tensões harmônicas no secundário	$V_s(n)$ [pu]
Fase das tensões harmônicas no primário	ϕ_p [rad]
Fase das tensões harmônicas no secundário	ϕ_s [rad]
Amplitude das correntes harmônicas no primário	$I_p(n)$ [pu]
Amplitude das correntes harmônicas no secundário	$I_s(n)$ [pu]

Para calcular a perda de vida em função da temperatura do enrolamento o primeiro passo é encontrar a curva diária de carga média do transformador em questão em p.u, e em seguida calcular as curvas de carga estratificadas.

Entretanto, essas curvas ainda devem ser divididas em intervalos onde o carregamento seja constante, de modo que possam ser calculados os valores referidos de temperatura e, conseqüentemente os valores de perda de vida.

Para isso, primeiro converte-se os dados para intervalos maiores, de uma hora, utilizando-se da média quadrática. Em seguida representa-se a curva por nove segmentos de reta, sendo que para os períodos de menor carga utilizam-se três segmentos e no período de ponta 6 segmentos, de hora em hora. Utiliza-se a média quadrática novamente para



obter a curva de 9 segmentos.

Analogamente, a curva de temperatura ambiente média também deverá ser reduzida para uma curva de nove segmentos, nestas porém pela média aritmética dos pontos nos intervalos.

Somando-se os valores da perda de vida calculados em cada intervalo, obtém-se a perda de vida diária do transformador, bem como o perfil de sua temperatura interna.

A figura 5.19 ilustra o descrito acima para um ciclo genérico de vários níveis de carga linear e/ou não linear.

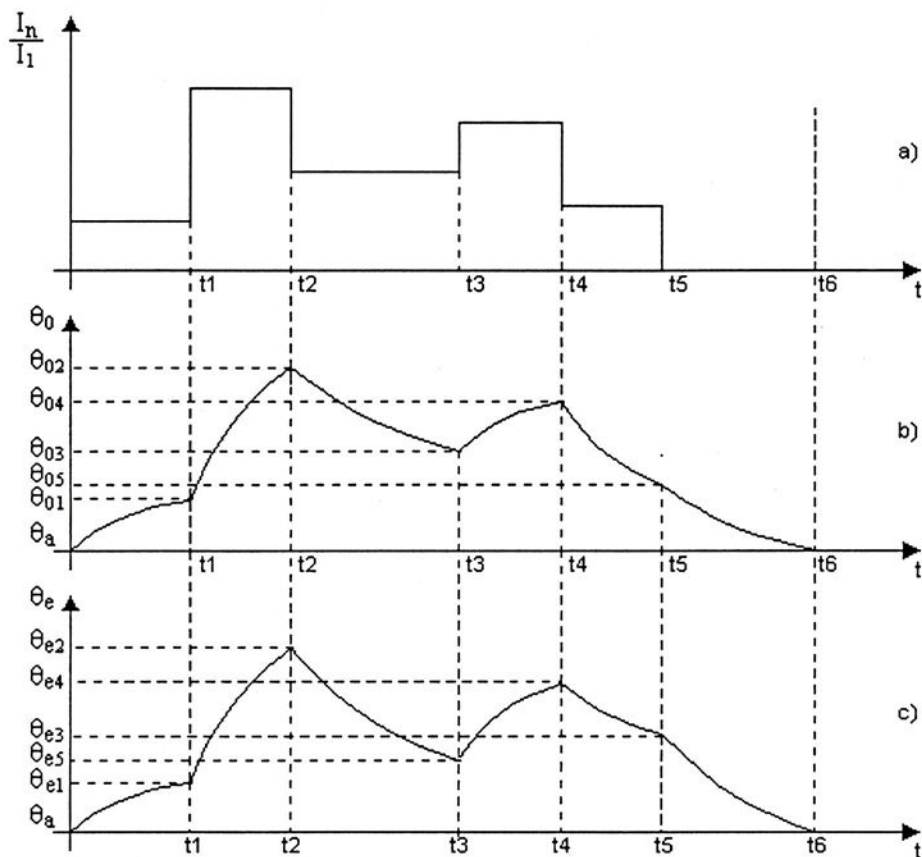


Figura 5.19 – Ciclo de Carga e as elevações de Temperatura Ciclo Genérico de Carga;
(a) Elevação de Temperatura do topo do óleo sobre a ambiente;
(b) Elevação da temperatura do enrolamento sobre a do topo do óleo.

5.7.3 - Perda de Vida Útil

O cálculo da perda de vida em transformadores, conforme já foi dito, é essencialmente uma função do envelhecimento do seu material isolante, o qual por sua vez depende da temperatura do enrolamento do transformador. Por esta razão, foram desenvolvidas fórmulas que relacionam a perda de vida com a temperatura do ponto quente do óleo.

A expectativa de vida de um transformador é estimada com base na “Lei de

Arrhenius”, que relaciona a taxa de envelhecimento do material isolante com o tempo e a temperatura a que é submetido o transformador. Tem-se:

$$EV_u = K \times a^{\left(a + \frac{b}{T_{hs} + 273}\right)} \tag{5.53}$$

Sendo:

- *A* e *B* constantes do material
- *T* a temperatura do ponto mais quente do material, em °C
- *K* uma constante que depende da formulação.
- *a* = 10 ou *e* (=2,71828)

Para a aplicação desta fórmula, utilizam-se valores de *a* e *b* característicos do material isolante empregado, e a temperatura *T_{hs}* é a temperatura do ponto mais quente (hottest spot). Entretanto, dependendo do autor, os valores dessas constantes são diferentes. Os equacionamentos mais utilizados entre as várias formulações de cálculo da expectativa de vida para transformador são dados na tabela V.5.

Tabela V.5– Formulações para o cálculo da expectativa de vida de um transformador para alguns dos equacionamentos mais comumente utilizados.

NBR 5416	$EV_{NBR}(t) = 10^{\left(\frac{6972,15}{t+273} - 14,133\right)}$
ANSI C57.91	$EV_{ANSI}(t) = 10^{\left(\frac{6328,8}{t+273} - 11,968\right)}$
PECO	$EV_{PECO}(t) = 10^{\left(\frac{15457,225}{t+273} - 34,129\right)}$
MONTINGER	$EV_{MONTINGER}(t) = 7,15 \cdot 10^4 \cdot e^{-0,088t} \cdot 8760$

Na figura 5.20, apresenta-se a estimativa de vida do transformador em função da sua temperatura de ponto quente.

Verifica-se pela ANSI que, se o transformador trabalha com temperatura nominal (*T_N*=95°C) continuamente a sua vida será *V_N* = 169750 horas (de ordem de 20 anos).

Assim, a cada hora que ele trabalha com 95°C ele perde uma hora de vida. Se trabalhar com temperatura *T_i*>*T_N*, conforme ilustrado na figura 5.21, sua vida será *V_i* horas menor que *V_N*.



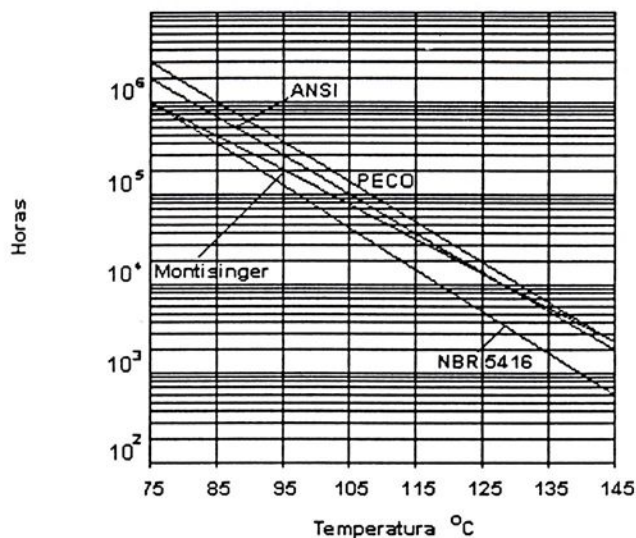


Figura 5.20 – Expectativa de Vida x Temperatura de ponto quente.

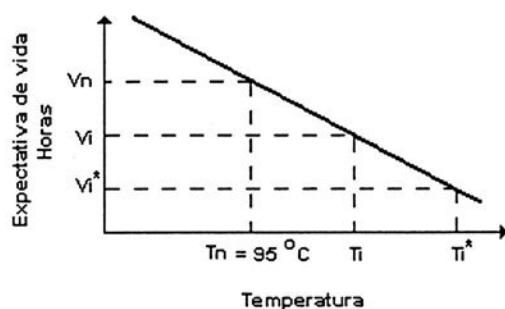


Figura 5.21 – Vida x Temperatura de ponto quente

Segue-se que numa hora que ele trabalhar com T_i ele perderá:

$$\frac{V_N}{V_i} \text{ horas de vida}$$

Se na hora seguinte ele trabalhar com temperatura T_i^* :

$$\frac{V_N}{V_i^*} \text{ pu}$$

E portanto nas duas horas consecutivas perderá:

$$\frac{V_N}{V_i} + \frac{V_N}{V_i^*} = V_N \cdot \left(\frac{1}{V_i} + \frac{1}{V_i^*} \right)$$

Quando a soma atingir o valor 1,0 extingue-se a vida do transformador.

5.7.4 - Cálculo da Perda de Vida Útil

O presente trabalho utiliza a formulação da NBR 5416 [12] para o cálculo da perda de vida útil nos transformadores de distribuição, estejam eles funcionando sob condições senoidais ou não senoidais.

5.7.4.1 - Transformador sob condições senoidais de operação

Com os dados contidos na tabela V.3 e calculadas as curvas de carga e de temperatura de nove segmentos, o perfil de temperaturas do transformador para condições senoidais de operação pode ser encontrado através do seguinte algoritmo, resumido no fluxograma mostrado na figura 5.22.a. As seguintes suposições são feitas:

1. Atribui-se um valor para a elevação da temperatura do óleo acima da ambiente inicial G_{oi} , geralmente Atribui-se o valor da elevação da temperatura nominal do óleo acima da ambiente G_{opc} .

2. Para cada hora:

2.1 Atribui-se um valor para a temperatura de hottest spot.

2.2 Calcula-se o fator de correção da resistência $C(t)$.

$$C(t) = \frac{234,5 + T_{hs}(t)}{234,5 + T_{hspc}}$$

2.3 Calcula-se a elevação da temperatura do óleo acima da ambiente em regime G_{oreg} .

$$G_{oreg}(t) = G_{opc} \cdot \left[\frac{1 + C(t) \cdot K(t)^2 \cdot R}{1 + R} \right]^m$$

2.4 Calcula-se a constante de tempo de aquecimento do óleo T_o .

$$T_o(t) = \left[\frac{\frac{G_{oreg}(t)}{G_{opc}} - \frac{G_{oi}}{G_{opc}}}{\left(\frac{G_{oreg}(t)}{G_{opc}} \right)^{1/m} - \left(\frac{G_{oi}}{G_{opc}} \right)^{1/m}} \right] \cdot T_{opc}$$



2.5 Calcula-se a elevação da temperatura do topo do óleo acima da ambiente G_o .

$$G_o(t) = [G_{oreg}(t) - G_{oi}] \cdot \left(1 - e^{-t/\tau_o(t)}\right) + G_{oi}$$

2.6 Calcula-se a elevação da temperatura do ponto mais quente acima da temperatura do topo do óleo G_{hs} .

$$G_{hs}(t) = G_{hspc} [C(t) \cdot K(t)^2]^m$$

2.7 Calcula-se a temperatura de hottest spot T_{hs} .

$$T_{hs}(t) = G_{hs}(t) + G_o(t) + T_a(t)$$

2.8 Compara-se a temperatura de hottest spot calculada com aquela que foi chutada. Se a diferença for menor que uma precisão pré estabelecida, a temperatura encontrada é a temperatura real; senão volta-se ao passo 2.2 sendo que a temperatura de hottest spot utilizada agora é aquela encontrada na iteração anterior.

Obs – Na primeira hora a temperatura de hottest spot chutada é a nominal, dada por $T_{hspc} = G_{opc} + G_{hspc} + T_a$. À partir da segunda hora a temperatura da primeira iteração é aquela resultante da hora anterior.

3. Compara-se o valor da elevação da temperatura do óleo acima da ambiente G_o da hora 24 com aquela chutada. Se a diferença for menor que uma precisão pré estabelecida todos os valores estão corretos. Caso contrário, faz-se o chute igual ao valor encontrado e volta-se ao passo 2.

Realizadas todas as iterações necessárias, tem-se todos os valores de temperatura de hottest spot para todos os 24 pontos de cada uma das curvas diárias de carga estratificadas. Assim, é só calcular os valores de perda de vida anual. Isso é feito da seguinte forma:

1. Calcula-se os valores da perda de vida em p.u, para os 24 pontos de cada uma das curvas estratificadas das temperaturas de hottest spot.
2. Para cada curva somam-se os valores encontrados em cada hora e encontra-se a perda de vida em pu do transformador.

Com o valor da perda de vida em pu é possível saber quando se extinguirá a vida do transformador acumulando-se os valores encontrados ano a ano. Quando o valor acumulado for 1,0 extinguiu-se a vida útil do equipamento.



5.7.4.2 - Transformador sob condições não senoidais de operação

Com os dados contidos nas tabelas VI.3 e VI.4 e calculadas as curvas de carga e de temperatura de nove segmentos, o perfil de temperaturas do transformador para condições não senoidais de operação pode ser encontrado através do seguinte algoritmo, resumido no fluxograma mostrado na figura 5.22.b.

1. Calculam-se os valores das perdas totais no ferro e no cobre.
2. Atribui-se um valor para a elevação da temperatura do óleo acima da ambiente inicial G_{oi} , e outro para a elevação da temperatura do enrolamento acima da do óleo inicial G_{hsi} , geralmente chutam-se os valores de elevação da temperatura nominais.

3. Para cada hora:

3.1 Atribui-se um valor para a temperatura de hottest spot.

3.2 Calcula-se o fator de correção da resistência $C(t)$.

$$C(t) = \frac{234,5 + T_{hs}(t)}{234,5 + T_{hspc}}$$

sendo que $T_{hspc} = G_{opc} + G_{hspc} + T_a$

3.3 Calculam-se as elevações da temperatura do óleo acima da ambiente e do enrolamento acima do óleo em regime, G_{oreg} e G_{hsreg} .

$$G_{oreg} = G_{opc} \left(\frac{(P_{HN} + P_{FN} + P_{JN})}{P_{FE1} + P_{J1}} \right)^m$$

$$G_{hsreg} = G_{hspc} \left[\frac{P_{JN}}{P_{J1}} \right]^m$$

3.4 Calculam-se as constantes de tempo de aquecimento do óleo T_o e do enrolamento T_e .

$$T_o = \left[\frac{\frac{G_{oreg}}{G_{opc}} - \frac{G_{oi}}{G_{opc}}}{\left(\frac{G_{oreg}}{G_{opc}} \right)^{1/m} - \left(\frac{G_{oi}}{G_{opc}} \right)^{1/m}} \right] \cdot T_{opc}$$

$$T_e = \left[\frac{\frac{G_{hsreg}}{G_{hspc}} - \frac{G_{hsi}}{G_{hspc}}}{\left(\frac{G_{hsreg}}{G_{hspc}} \right)^{1/m} - \left(\frac{G_{hsi}}{G_{hspc}} \right)^{1/m}} \right] \cdot T_{epc}$$

3.5 Calculam-se as elevações da temperatura do topo do óleo acima da ambiente e do enrolamento acima do óleo, G_o e G_{hs} .

$$G_o(t) = [G_{oreg}(t) - G_{oi}] \cdot \left(1 - e^{-t/T_o(t)}\right) + G_{oi}$$

$$G_{hs}(t) = [G_{hsreg}(t) - G_{hsi}] \cdot \left(1 - e^{-t/T_o(t)}\right) + G_{hsi}$$

3.6 Calcula-se a temperatura de hottest spot T_{hs} .

$$T_{hs}(t) = G_{hs}(t) + G_o(t) + T_a(t)$$

3.7 Compara-se a temperatura de hottest spot calculada com aquela que foi chutada.

Se a diferença for menor que uma precisão pré-estabelecida, a temperatura encontrada é a temperatura real; senão volta-se ao passo 3.2 sendo que a temperatura de hottest spot utilizada agora é aquela encontrada na iteração anterior.

Obs – Na primeira hora a temperatura de hottest spot chutada é a nominal, dada por $T_{hspc} = G_{opc} + G_{hspc} + T_a$. À partir da segunda hora a temperatura da primeira iteração é aquela resultante da hora anterior.

4. Comparam-se os valores das elevações da temperatura do óleo acima da ambiente G_o e da temperatura do enrolamento acima da do óleo G_{hs} , encontrados para a hora 24 com aqueles chutados. Se a diferença for menor que uma precisão pré estabelecida todos os valores estão corretos. Caso contrário, faz-se o chute igual ao valor encontrado e volta-se ao passo 3.

Realizadas todas as iterações necessárias, tem-se todos os valores de temperatura de hottest spot para todos os 24 pontos de cada uma das curvas diárias de carga estratificadas.

Assim, é só calcular os valores de perda de vida anual como no caso de ondas puramente senoidais.



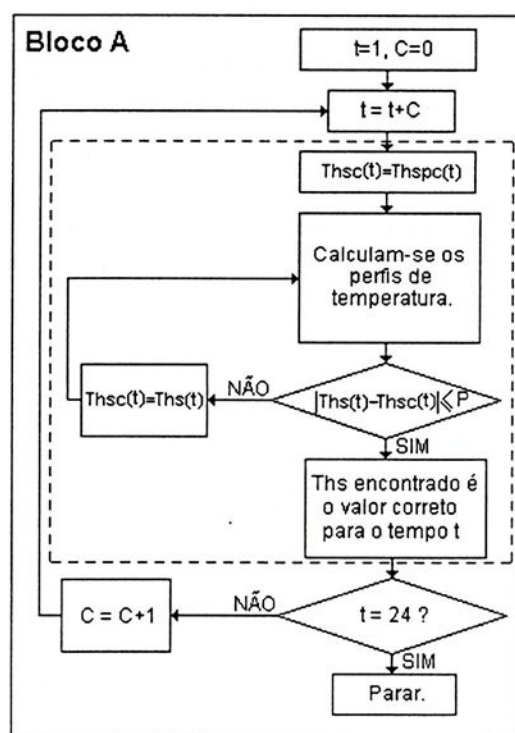
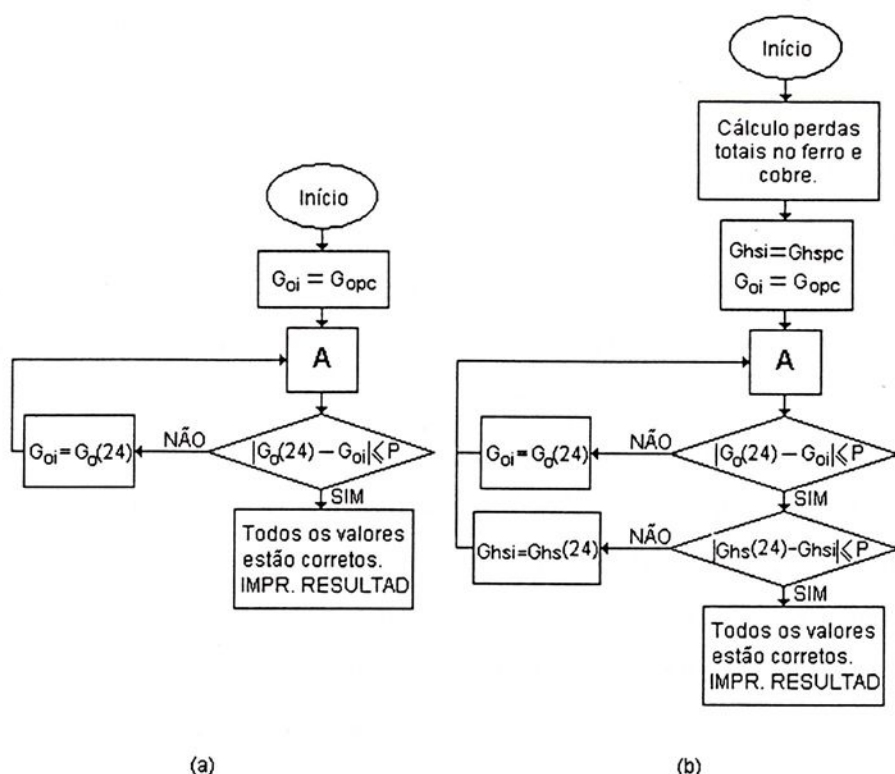


Figura 5.22 – Fluxogramas (a) Cálculo das temperaturas internas de um transformador de distribuição para condições senoidais de operação, (b) Cálculo das temperaturas internas de um transformador de distribuição para condições não senoidais de operação.

5.8– Simulações

5.8.1 - Considerações Iniciais

No presente capítulo serão apresentados os procedimentos, os critérios e os dados utilizados, referentes ao cálculo da perda de vida de transformadores de distribuição quando carregados com dispositivos não lineares.

Para definir a perda de vida, necessita-se antes definir as condições em que esta será calculada e em quais critérios se basearão sua análise.

O cálculo da perda de vida, conforme foi visto nos capítulos anteriores, é baseado na temperatura de hottest spot, e este cálculo irá determinar o limite de uso do transformador. Deve-se observar que existem outras limitações ao carregamento de transformadores de distribuição tais como, expansões de óleo, pressão dos elementos seladores e capacidade térmica de componentes externos e internos. Quaisquer desses itens podem ser limitantes e devem ser considerados antes de se sobrecarregar o transformador. Por exemplo, operando acima de 140°C , o transformador pode ter gaseificação do óleo isolante originando bolhas de gás, que podem produzir um grande risco à integridade do transformador. Outro exemplo seria a potência passante momentânea não exceder a 2 pu, o que causaria problemas com conectores e acessórios. Não obstante, como o intuito do presente trabalho é observar o aumento da perda de vida dos transformadores de distribuição quando submetidos a carregamentos não lineares, observou-se apenas situações de funcionamento normais, ou seja, dentro do limite de temperatura e sem sobrecarregar o transformador.

As simulações foram realizadas considerando-se inicialmente um carregamento puramente senoidal e, em seguida, carregamentos não senoidais, de modo que seja possível a comparação da perda de vida do transformador em ambas as situações.

5.8.2 - Procedimento Utilizado

As simulações foram realizadas em forma de programas utilizando-se o software MatLab 6.0.

Foi concebido um programa computacional que calcula as perdas internas, os perfis de temperatura e a perda de vida em pu para um carregamento puramente senoidal e outro não senoidal, mantendo-se a mesma forma para a curva diária de carga em ambos os casos.

O carregamento não senoidal foi simulado considerando-se que o transformador alimenta um circuito composto apenas de equipamentos de iluminação eficiente, tomando-



se a composição harmônica desses equipamentos como sendo a do secundário do transformador. Os oito dispositivos ensaiados no Capítulo VII, cujos resultados encontram-se no Apêndice I, foram os equipamentos simulados.

Considerou-se todos os parâmetros nominais internos do transformador simulado referidos ao enrolamento de baixa tensão.

5.8.3 – Apresentação dos resultados

5.8.3.1 - Considerações Iniciais

A expectativa de vida útil de um transformador está diretamente ligada ao carregamento que sofre ao longo do seu período de operação. A norma NBR 5416 utilizada no presente trabalho publica várias tabelas expressando os carregamentos para a expectativa de vida normal que são equivalentes aos carregamentos contínuos com o ponto mais quente a 95 °C para isolação 55 °C (ou 110 °C para isolação 65 °C).

Entretanto, como já foi discutido, os transformadores operam segundo uma curva de carga que se repete a cada ciclo de funcionamento da instalação, normalmente um ciclo diário, e esse ciclo deve ser contabilizado e convertido em patamares de carga, para calcular-se a perda de vida em intervalos onde a temperatura é constante.

Assim, baseado no procedimento descrito no item 5.6, para um dado transformador de distribuição, conhecendo-se sua energia mensal passante, sua curva diária de carga, o perfil de temperatura ambiente e a natureza da carga instalada, é possível calcular a perda de vida anual do mesmo.

O processo de cálculo consiste basicamente em calcular o perfil da temperatura do ponto mais quente do enrolamento e com base nesse perfil, calcular a perda de vida para cada hora utilizando uma das equações apresentadas no item 5.6I, no presente trabalho utilizou-se o equacionamento da NBR 5416. Somando-se as perdas de vida obtidas para cada instante t do dia, obtém-se a perda de vida total em pu da nominal.

Os resultados obtidos para a perda de vida total do transformador operando com carga puramente senoidal e não senoidal, foram comparados entre si e são apresentados a seguir para os carregamentos considerados. No caso das simulações para carregamento senoidal, considerou-se a mesma curva de carga sem as componentes harmônicas.



5.8.3.1.1 - Carregamento 1

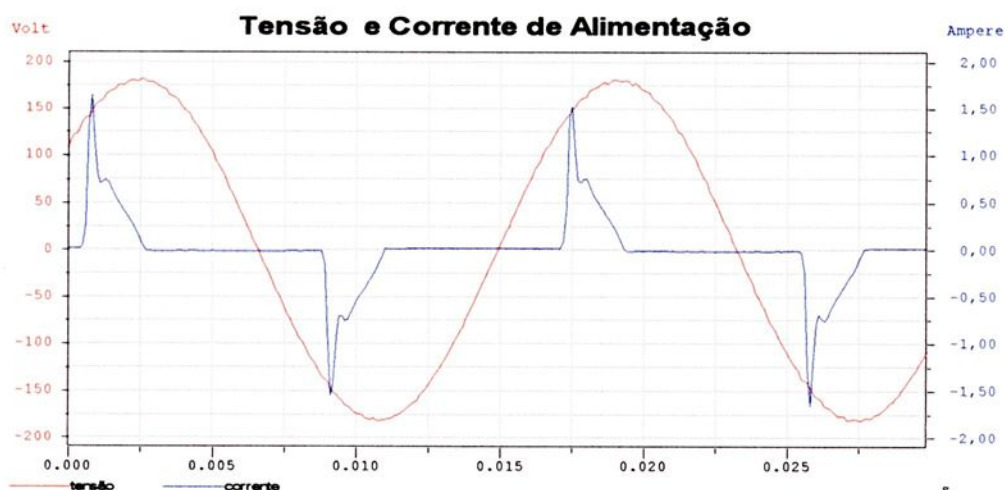
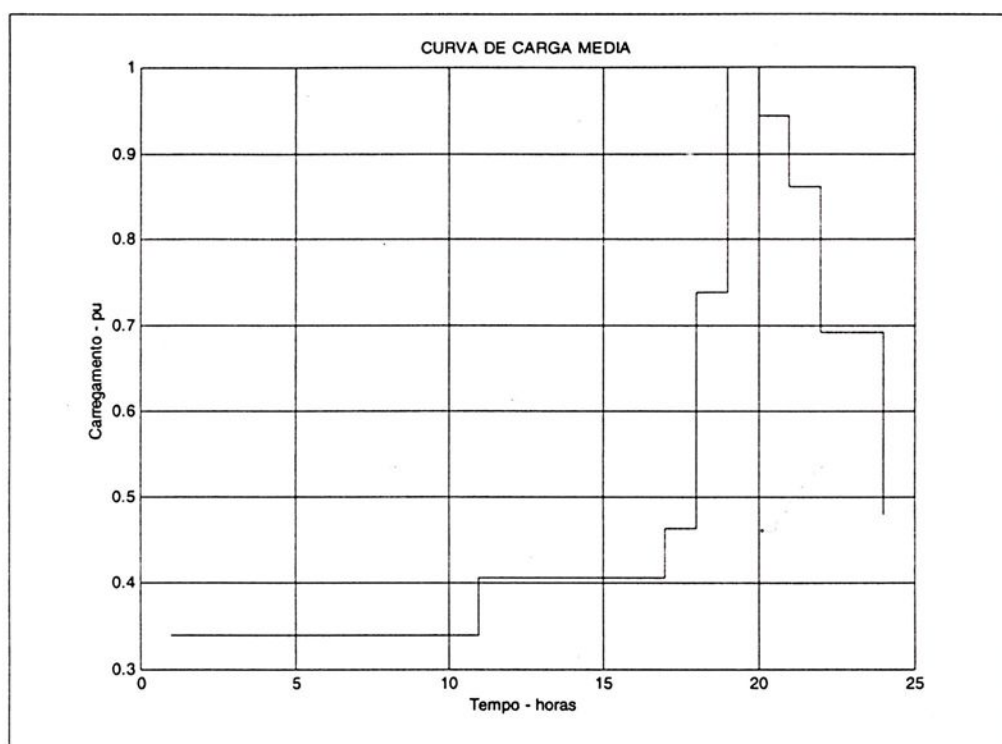


Figura 5.23 – Formas de onda da tensão e corrente no enrolamento BT para o carregamento 1

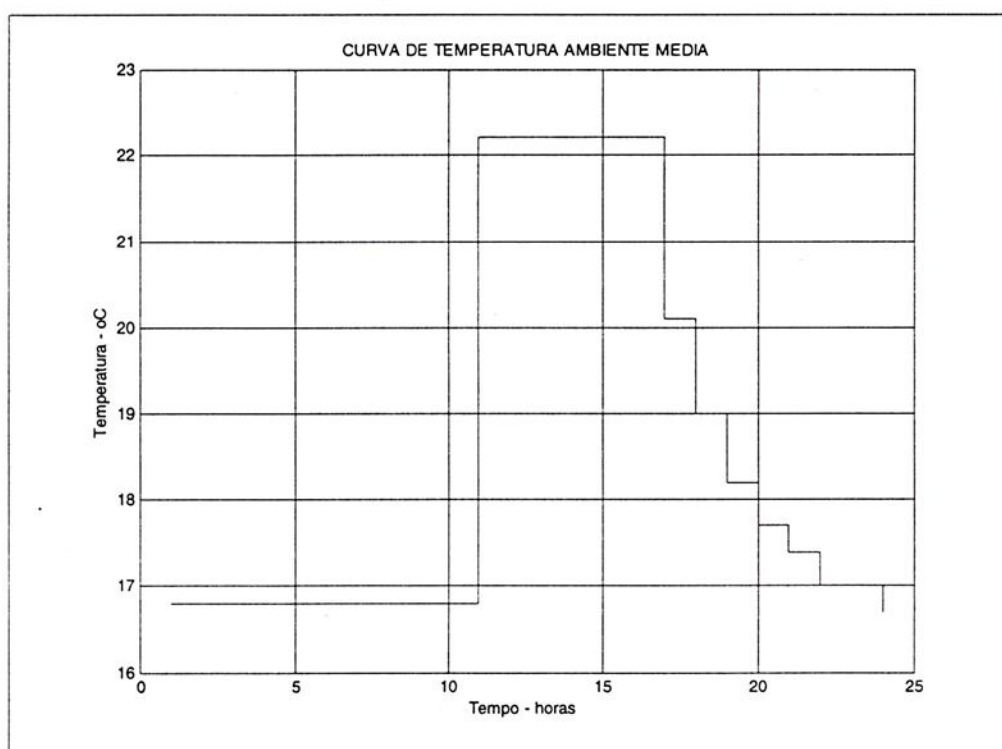
Dados do transformador:

Os dados do transformador simulado são:

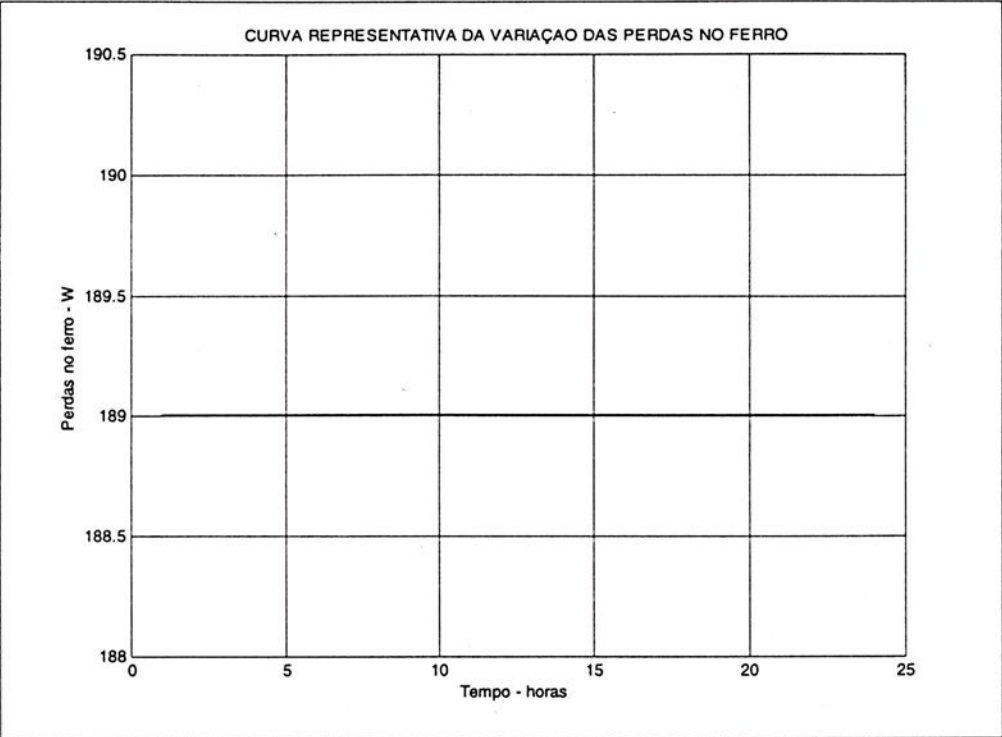
Potencia nominal (KVA)=45
 Tensão no primário (KV)=13.8
 Tensão no secundário (V)=127
 Perdas no ferro (KW)=0.189
 Perdas no cobre (KW)=0.827
 Elevação da temperatura do topo do óleo acima da ambiente nominal (oC)=50
 Elevação da temperatura do enrolamento acima da do óleo nominal (oC)=10
 Temperatura nominal de ponto quente para transformadores classe 55 oC (oC)=95
 Expoente de refrigeração=0.8
 Constante de tempo de aquecimento do óleo nominal=2.6
 Constante de tempo de aquecimento do enrolamento nominal=0.08
 Expectativa de vida mínima nominal (horas)=70000
 Componentes harmônicas da corrente de carga (pu)
 1
 2.200000e-003
 8.461000e-001
 1.130000e-002
 6.004000e-001
 7.000000e-004
 3.703000e-001
 5.800000e-003
 2.414000e-001
 2.500000e-003
 2.513000e-001
 4.500000e-003
 2.409000e-001
 1.440000e-002
 2.068000e-001
 4.600000e-003
 1.740000e-001
 2.300000e-003
 1.867000e-001
 7.700000e-003



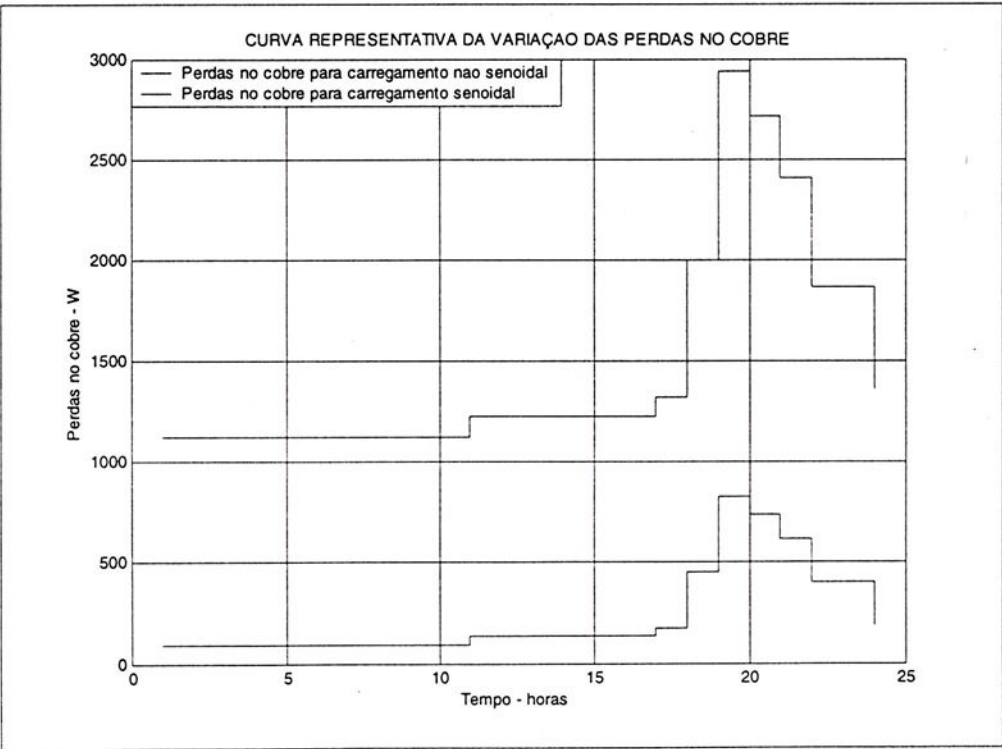
Curva de carga diária



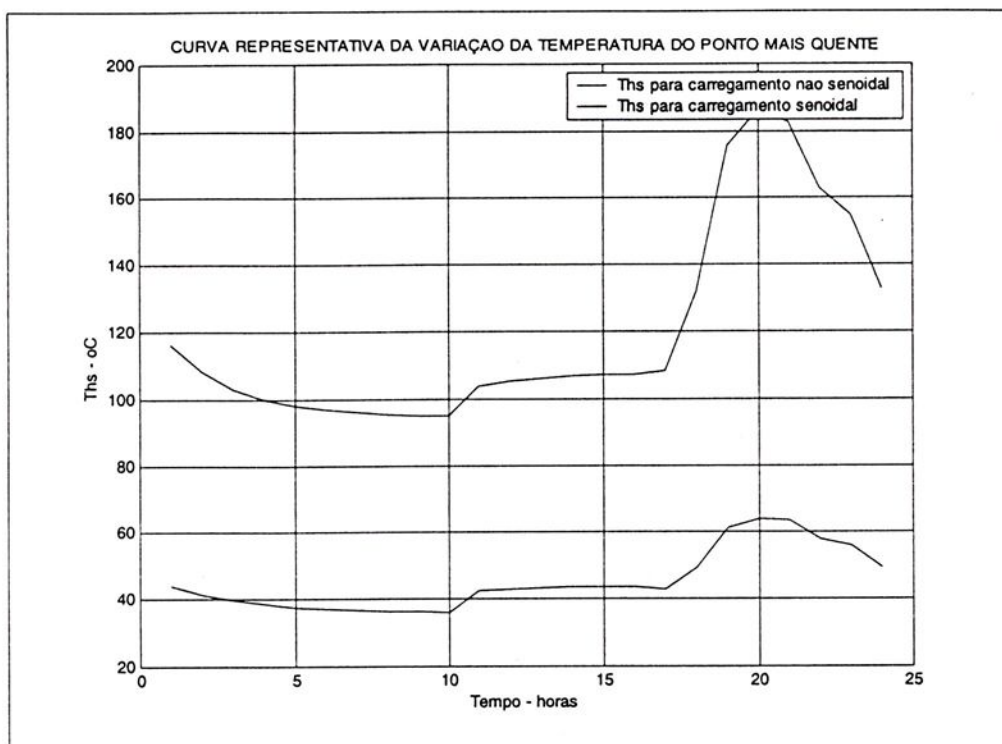
Variação da temperatura ambiente



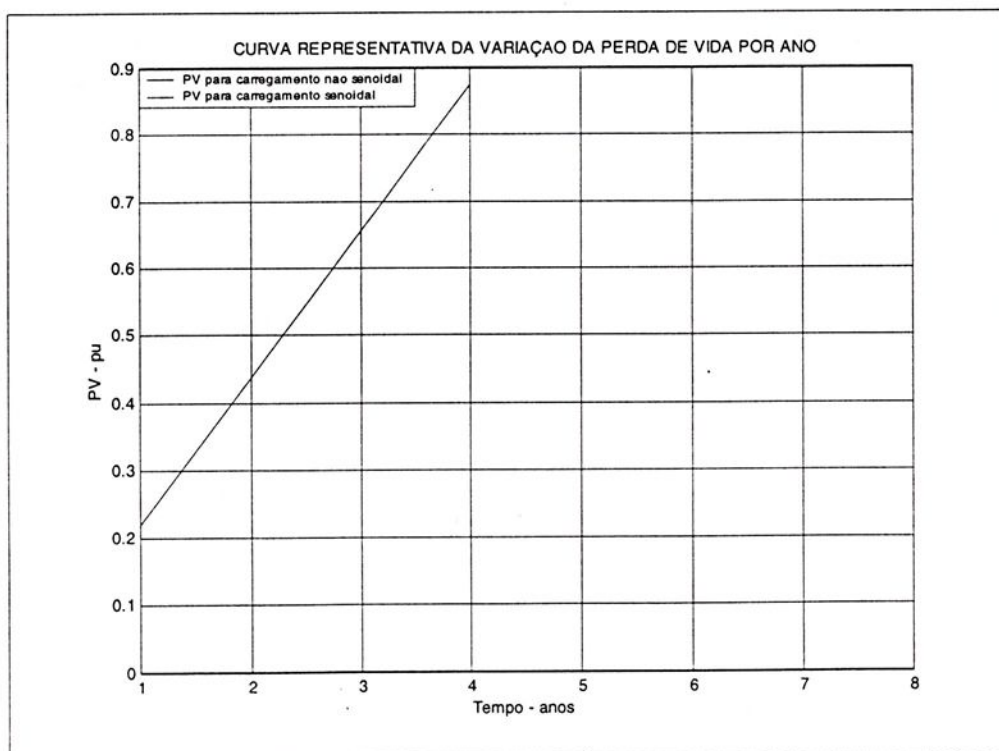
Variação das perdas no Ferro



Variação das Perdas no Cobre



Variação da temperatura do ponto mais quente



Perda da Vida Útil

5.8.3.1.2 Carregamento 2

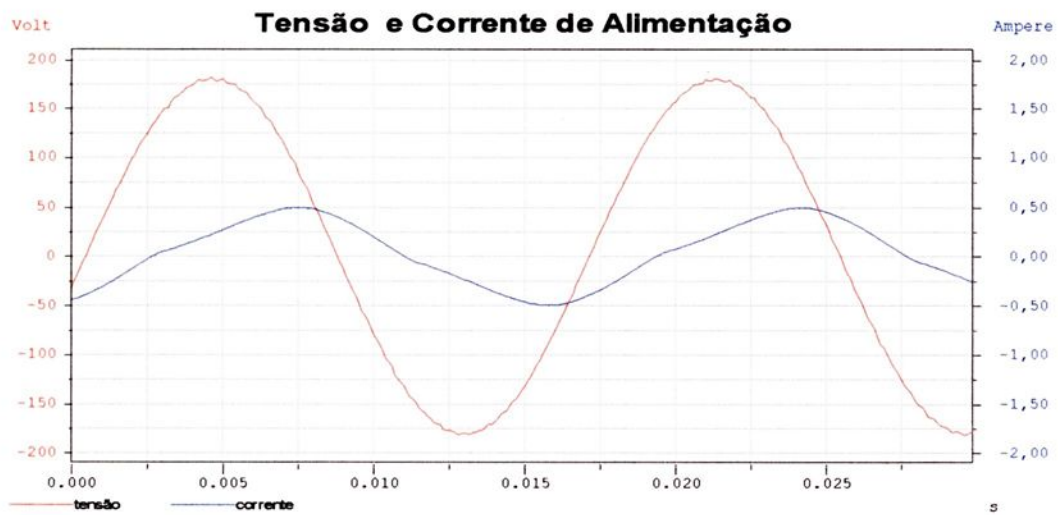
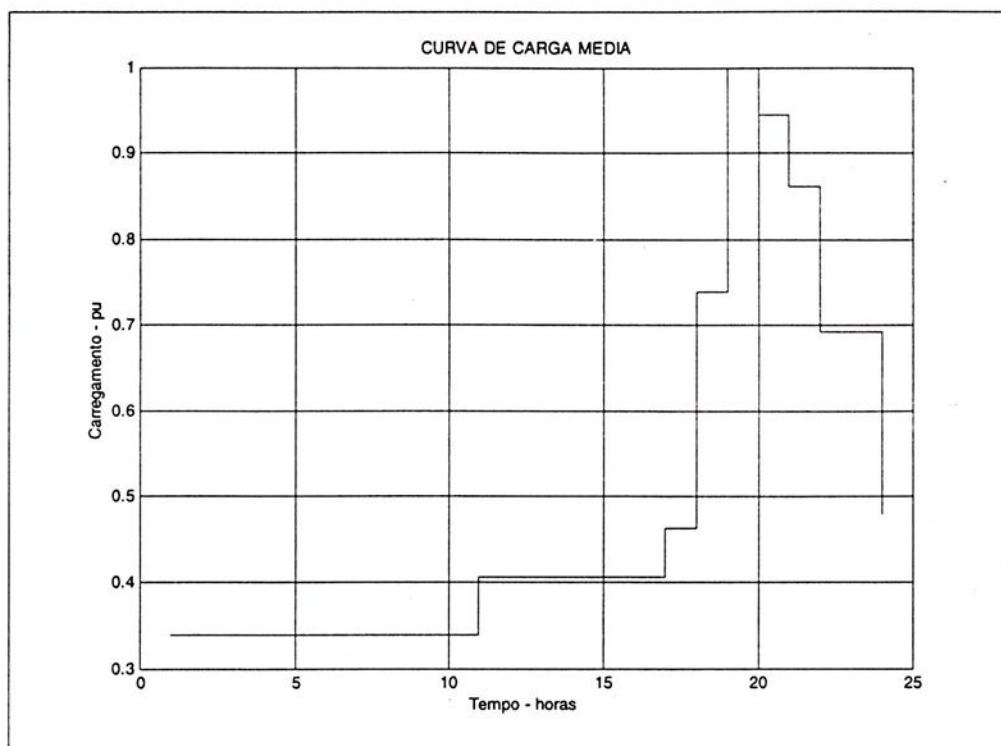


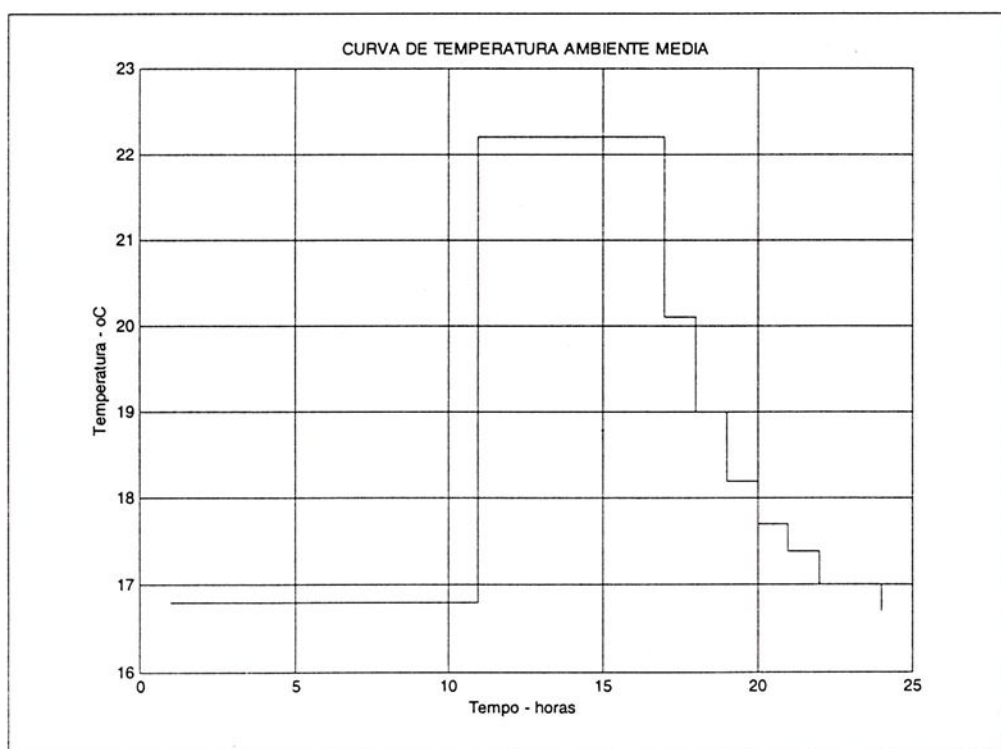
Figura 5.24 – Formas de onda da tensão e corrente no enrolamento BT para o carregamento 2

Dados do transformador:

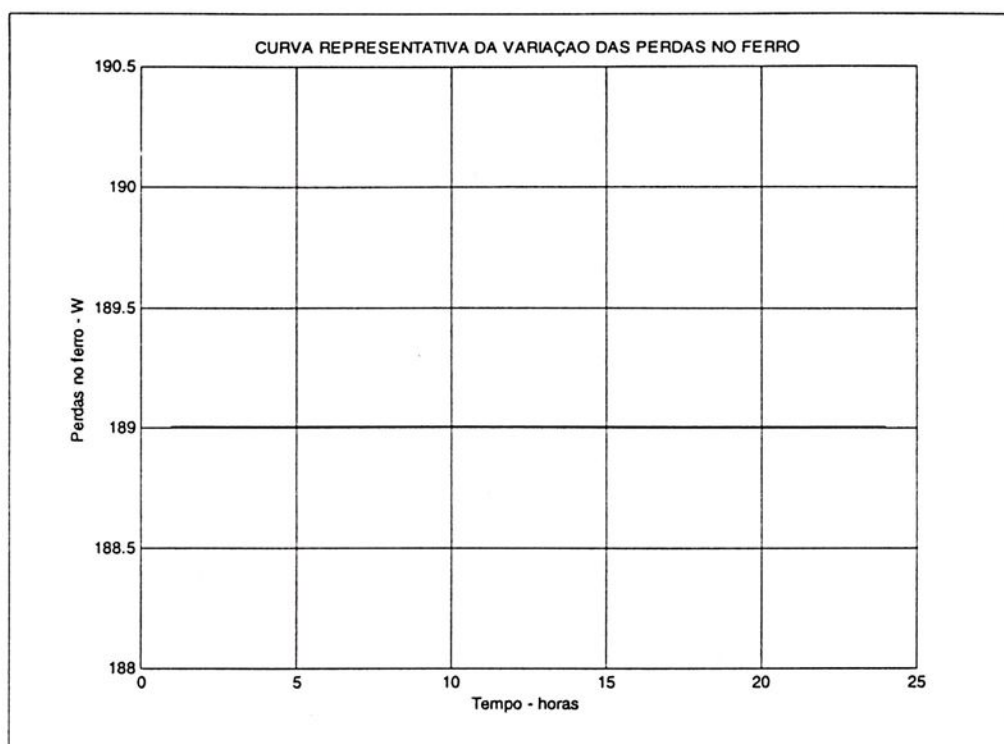
Os dados do transformador simulado são:	
Potencia nominal (KVA)=	45
Tensao no primario (KV)=	13.8
Tensao no secundario (V)=	127
Perdas no ferro (KW)=	0.189
Perdas no cobre (KW)=	0.827
Elevação da temperatura do topo do oleo acima da ambiente nominal (oC)=	50
Elevação da temperatura do enrolamento acima da do oleo nominal (oC)=	10
Temperatura nominal de ponto quente para transformadores classe 55 oC (oC)=	95
Expoente de refrigeração=	0.8
Constante de tempo de aquecimento do oleo nominal=	2.6
Constante de tempo de aquecimento do enrolamento nominal=	0.08
Expectativa de vida minima nominal (horas)=	70000
Componentes harmonicas da corrente de carga (pu)	
1	
4.500000e-003	
9.720000e-002	
5.000000e-003	
1.280000e-002	
5.300000e-003	
1.180000e-002	
6.000000e-003	
6.200000e-003	
4.900000e-003	
2.700000e-003	
4.400000e-003	
4.200000e-003	
4.200000e-003	
3.500000e-003	
3.900000e-003	
6.200000e-003	
1.100000e-003	
6.300000e-003	
3.700000e-003	



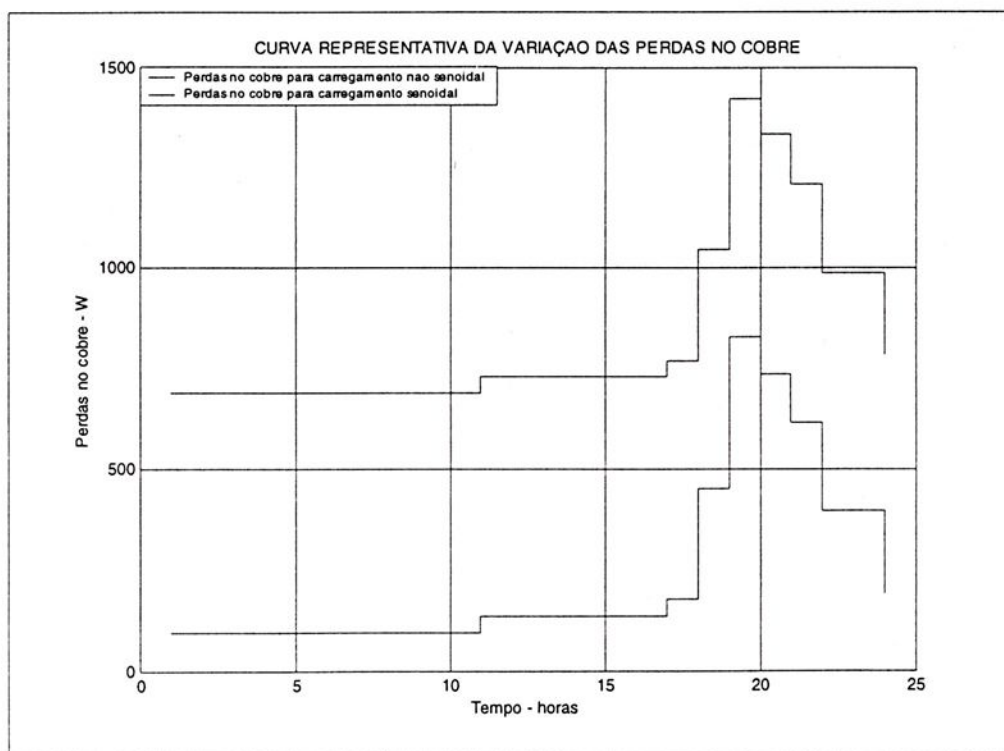
Curva de carga diária



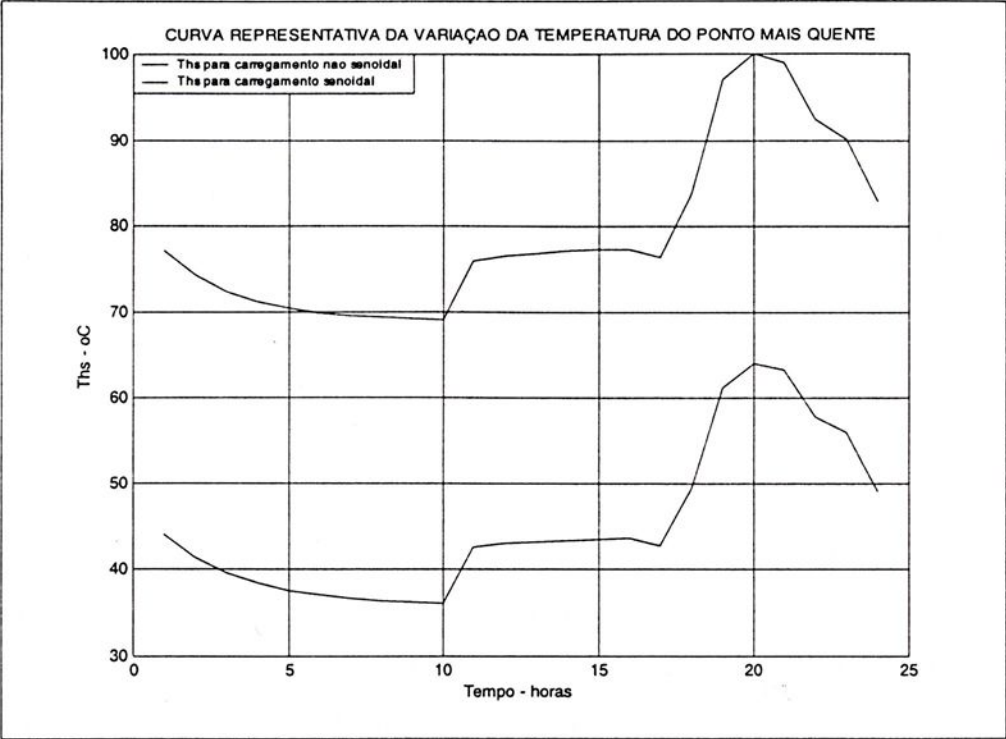
Variação da Temperatura Ambiente Diária



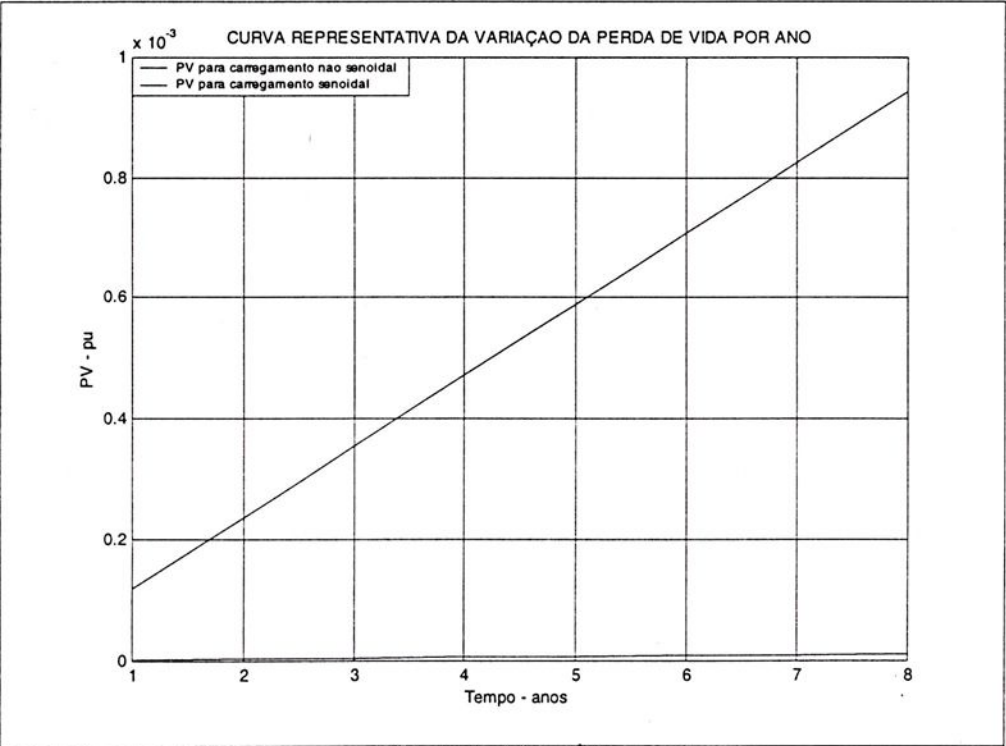
Variação das perdas no Ferro



Variação das Perdas no Cobre



Variação da temperatura do ponto mais quente



Perda da Vida Útil

5.8.4 - Considerações

Observa-se que para os carregamentos simulados, a perda de vida devido à cargas não lineares é muito maior que aquela para cargas puramente senoidais.

O que já era esperado, pois, cargas não senoidais aumentam as perdas no cobre, que influem diretamente na temperatura do enrolamento, conseqüentemente, na deterioração da isolação.

Da análise das simulações realizadas, observa-se que para o caso senoidal, a expectativa de vida útil do transformador é muito maior que a expectativa de vida mínima considerada pela NBR, que é de aproximadamente 8 anos.

Observando cada carregamento separadamente, pode-se afirmar que para o carregamento 1, as perdas no cobre e as temperaturas de ponto mais quente do enrolamento são, respectivamente, 4 e 3 vezes maiores no caso não senoidal que no caso senoidal, o que leva a uma expectativa de vida útil de aproximadamente 4 anos, o que é metade da expectativa mínima e é muito menor que no caso puramente senoidal.

Com relação ao carregamento 2, nota-se que a expectativa de vida é muito maior que a mínima, entretanto, claro, é menor que no caso puramente senoidal. As perdas no cobre e a temperatura de ponto mais quente dos enrolamentos nesse caso são, respectivamente, 2 e 1,5 vezes maiores no caso não senoidal que no caso senoidal.

Dos resultados, pode-se dizer que, no mínimo, a perda de vida do transformador de distribuição simulado, operando com cargas não lineares é muito maior que com cargas senoidais.

Assim, a natureza e o comportamento do carregamento imposto a um transformador de distribuição irão definir o seu comportamento ao longo da vida útil.

5.8.5 - Considerações Finais

Dentre os diversos aspectos relacionados com a qualidade no fornecimento de energia elétrica, os que mais se destacam são (i) o equilíbrio entre fases nas redes trifásicas, (ii) a forma de onda da tensão de suprimento, que deve ser o mais próxima possível de uma senóide, e (iii) o valor eficaz dessa tensão que deve ser mantido a níveis praticamente constantes.

Entretanto, com o crescimento do número e do porte das cargas especiais implantadas no sistema elétrico brasileiro, associadas às cargas tradicionais, os índices de distorção harmônica podem ultrapassar os níveis máximos admissíveis ou recomendados.



Nessas condições, os prejuízos para as empresas concessionárias e/ou para os consumidores podem atingir expressivas proporções.

Dentro desse contexto encontram-se os transformadores, presentes em grande quantidade nas redes de energia e que foram projetados para trabalhar com mínimas distorções nas formas de onda das tensões e correntes para uma dada frequência. Sendo assim, é de se esperar que o seu desempenho seja alterado quando operando sob condições não lineares.

Conhecer os efeitos das harmônicas de tensão e/ou corrente nos transformadores, principalmente com relação à sua expectativa de vida permite que sejam evitados vários prejuízos às concessionárias, tais como a queima de equipamentos ou blecautes.

Com relação ao aumento da perda de vida útil, pode-se concluir através do presente trabalho que, quando o transformador é carregado com dispositivos geradores de harmônicos de corrente, suas perdas internas tornam-se muito maiores que no caso senoidal, aumentando muito sua temperatura de funcionamento e diminuindo a expectativa de vida do equipamento, podendo em alguns casos até provocar a combustão do óleo.

Não se pode deixar de registrar aqui que as condições simuladas são condições de operação extremas, onde toda a carga do transformador é não linear. Nos casos reais, as cargas aplicadas aos transformadores de distribuição são mistas, e muitas são lineares, de modo que no secundário as componentes harmônicas terão menores amplitudes do que as aqui consideradas.

Entretanto, se essa diminuição na expectativa de vida não for prevista adequadamente, pode ocorrer a queima do equipamento, o que traria transtornos tanto aos consumidores quanto a própria concessionária de energia.

Nos casos simulados duas soluções podem ser facilmente visualizadas, ou diminuir a carga no transformador, ou substituir o transformador por outro de maior potência.

Conclui-se portando que apesar dos grandes desenvolvimentos já ocorridos, pode-se facilmente encontrar lacunas ainda a serem pesquisadas quando se fala em qualidade de energia, principalmente tratando-se de harmônicas.

Entretanto, a crescente introdução de harmônicos nos sistemas de energia leva, cada vez mais à busca de dados comparativos, de modo que seja possível buscar soluções antes que isso se torne realmente um problem



5.9 - Referências Bibliográficas

- [1] Junior, Augusto F. Brandão; “*Políticas de Instalação e Operação de Transformadores*”; Dissertação de Mestrado Apresentada à Escola Politécnica da USP; 1978.
- [2] Ahn, Se Uh; “*Política de Carregamento dos Transformadores de Distribuição*”; Dissertação de Mestrado Apresentada à Escola Politécnica da USP; 1993.
- [3] Jardini, José A., et al; “*Avaliação da Perda de Vida em Transformadores de Distribuição através da Análise de Cluster e de Redes Neurais*”; Nota Técnica do Centro de Excelência em Distribuição de Energia Elétrica; 1998.
- [4] Jardini, José A., Ahn, Se Uh; “*Curva de Carga de Consumidores Residenciais e de Respectivos Transformadores*”; Artigo Técnico do Centro de Excelência em Distribuição de Energia Elétrica; 1995.
- [5] Junior, Augusto F. Brandão; “*Aspectos Econômicos e Probabilísticos em Estudos de Instalação de Transformadores*”; Dissertação de Doutorado Apresentada à Escola Politécnica da USP; 1980.
- [6] Jardini, José A., et al; “*Comparação dos Resultados de Perda de Vida em Transformadores Usando curvas Estratificadas de Carga e a Função KVAS*”; Nota Técnico do Centro de Excelência em Distribuição de Energia Elétrica; 1995.
- [7] Blake, John H. e Kelly, Edward J.; “*Oil Immersed Power Transformer Overload Calculations by Computer*”; IEEE, vol.pas-88, nº 8, agosto 1969.
- [8] Delayba, A. C.; “*Comportamento de Transformadores com Cargas não Lineares: Uma Abordagem Analítica, Experimental e Numérica pelo Método dos Elementos Finitos*”; Dissertação de Doutorado Apresentada à Escola Politécnica da USP; 1997.
- [9] Domingues, E. G.; “*Uma contribuição à Modelagem de Transformadores Convencionais Utilizando o Simulador SABER*”; Dissertação de Mestrado Apresentada à Universidade Federal de Uberlândia; 1996.
- [10] Galli A. W., et al; “*Temperature Rise Small Oil-filled Distribution Transformers Supplying Nonsinusoidal Load Currents*”; IEEE Transactions on Power Delivery, Vol 11, nº 1, Janeiro de 1996.
- [11] Bishop M. T., et al; “*Evaluating Harmonic Induced Transformer Heating*”; IEEE Transactions on Power Delivery, Vol 11, nº 1, Janeiro de 1996.
- [12] ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas; “*Aplicação de Cargas em Transformadores de Potência*”; NBR 5416, Dezembro de 1996.
- [13] ANSI/IEEE C57.110.1986; “*Recommended Practice for Establishing Transformer Capability when Supplying Nonsinusoidal Load Currents*”.



- [14] Oliveira, J. C. et al; "*Cargas Elétricas Especiais*"; Apostila editada pela Universidade Federal de Uberlândia; 1986.
- [15] Montisinger, V.M et al; "Transformer Engineering - A treatise on Theory, Operation, and Application of Transformers"; Segunda edição



Capítulo VI

4º TRABALHO – CONCLUÍDO

PROJETO DE PESQUISA

(Auxilio a Pesquisa)

TÍTULO :

**ESTUDOS EXPERIMENTAIS EM TRANSFORMADORES
TRIFÁSICOS SOB DUPLA EXCITAÇÃO C.A. e C.C.**

Período : 24 meses

Agência Financiadora: FAPESP (projeto individual)

Recursos em dolares : US\$ 36,275.00

Recursos em reais : R\$ 26.600,00

Reserva Técnica: R\$ 13.2626,56

**“MONTAGEM DE DO LABORATÓRIO DE PESQUISA EM
QUALIDADE DE ENERGIA”**



6.1 – Objetivo

O estudo principal é direcionado no sentido de uma avaliação das correntes de excitação dos transformadores trifásicos, sob o ponto de vista das distorções harmônicas provocadas pela dupla excitação, bem como o comportamento da potência reativa e perdas adicionais devido a esta operação. Todas as análises derivam do funcionamento do transformador não suprimindo carga, ou seja, a vazio.

6.2 - Adequação do Laboratório para as Análises Experimentais

6.2.1 – Introdução

Baseado na proposta original deste trabalho, de analisar experimental os transformadores trifásicos do tipo banco de monofásicos, do tipo núcleo envolvido e do tipo núcleo envolvente, sob a condição de magnetização assimétrica, houve a necessidade da aquisição de equipamentos nacionais e importados e uma adequação das instalações físicas laboratório.

6.2.2 – Organograma Físico do Laboratório

Para adequação do laboratório, foram feitas algumas modificações, inclusive na parte de alvenaria, a qual foi realizada pela FEIS/UNESP.

A figura 6.1 mostra um organograma da distribuição funcional dos diferentes equipamentos de medidas, em teste (transformadores), de aquisição de dados e de alimentação controlada do laboratório experimental.



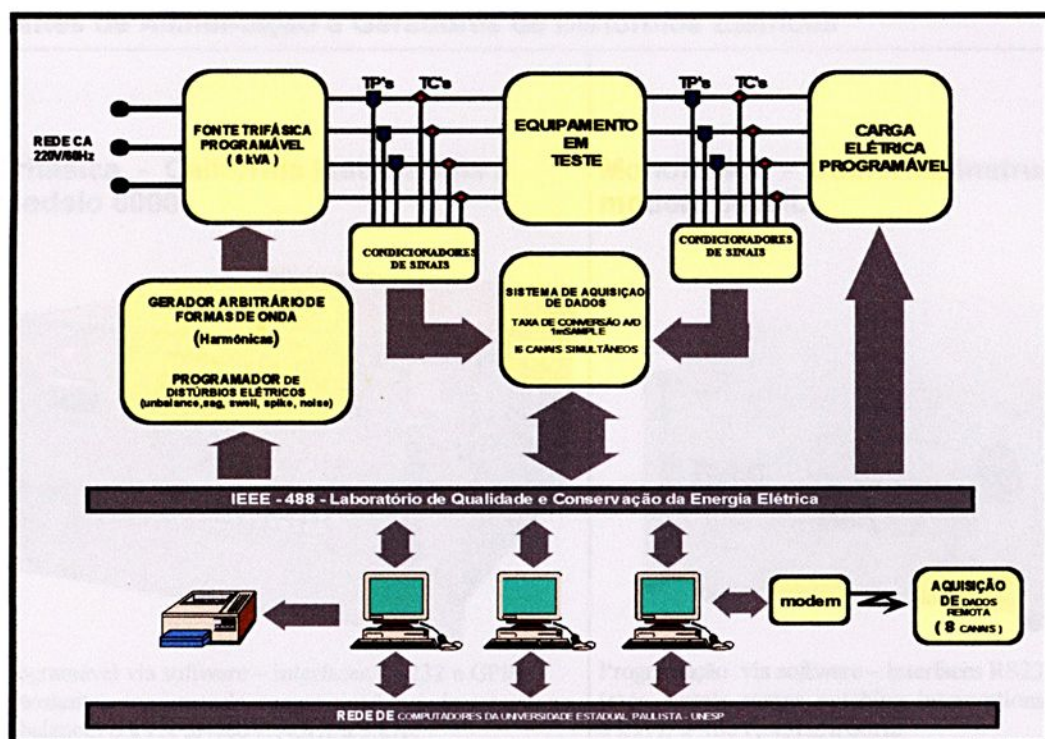


Figura 6.1 – Diagrama do funcional do Laboratório

6.2.3 – Principais Equipamentos Adquiridos

Os principais equipamentos adquiridos, neste projeto de pesquisa, são mostrados nas figuras a seguir

Fontes de Alimentação e Geradores de Distúrbios Elétricos

Trifásica - California Instruments / modelo 6000L



Programável via software – interfaces RS232 e GPIB
(transientes, sags, sweels, surges, notching,, interruptions, unbalance) 6 kVA ;0-400V ;45Hz a 5 kHz

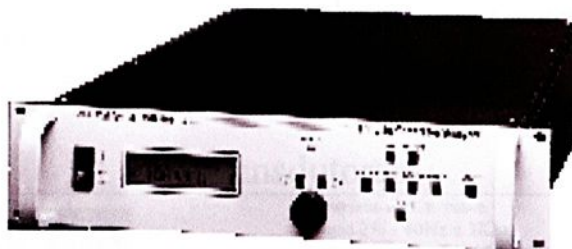
Monofásica - California Instruments / modelo 5000iL



Programação via software – interfaces RS232, GPIB
(sags, sweels, surges, notching, interruptions)
5 kVA; 0-400V; 45Hz a 66Hz

Sintetizador de Formas de Onda e Analizador de Harmônicas Trifásico

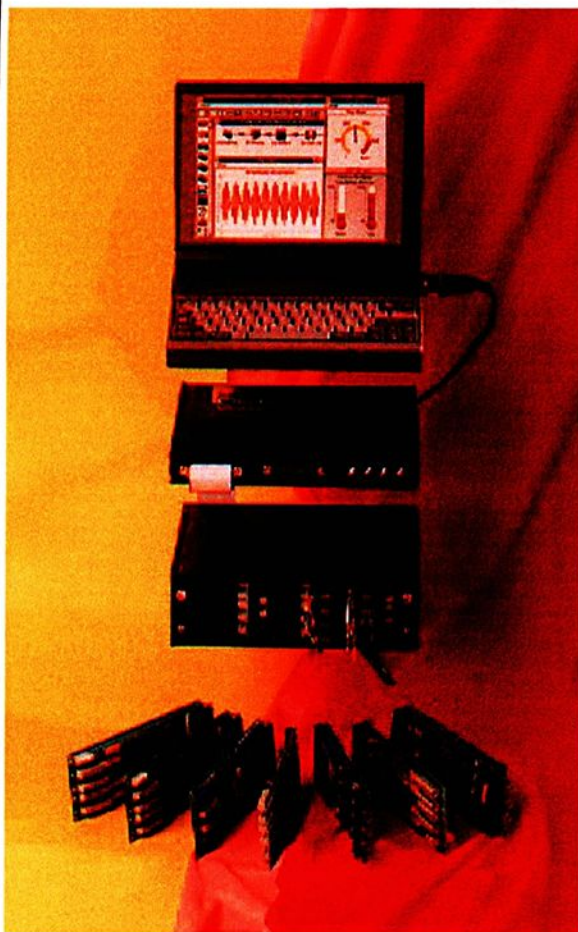
Trifásico – California Instruments / modelo 3-HGA



Programável via software – interfaces RS232 e GPIB
Frequencia fundamental: 45-66Hz;
Geração de diferentes formas de onda com controle individual das harmônicas (modulo e fase) em tempo real

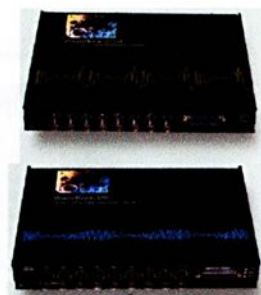
Sistemas de Aquisição de dados e Analisador de Grandezas Elétricas

Daqbook 100 IOtech



Conversão A/D 100 kHz em 12 bits
16 canais; 8 simultâneos (S&H)
Lap Top 486 – DX2

Wavebook 516 IOtech



Conversão A/D 1.0 MHz em 16 bits,
16 canais simultâneos (S&H)

Fluke 41B



Medição de: tensão (trueRMS),
corrente(trueRMS), PF, DPF, potência trifásica
(ativa, reativa, aparente), K-factor, harmônicas
(modulo e angulo), distorção.

Transdutores

	Ponteiras de Corrente Classe 2% - 40Hz a 3Khz Probe AC/10 1mA a 10A - sensibilidade 100mV/A Probe AC/100 1A a 100A - sensibilidade 10mV/A Probe ACDC/100 100mA a 100A - sensibilidade 10mV/A
	Transdutores de Tensão Classe 0.1% - 500Khz WBK61 - IOtech - 200:1

TRANSFORMADORES.



