



UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

DANIELLE CRISITINNY LEITE E SILVA

CONTRIBUIÇÕES PARA O ESTUDO TÉRMICO EM
TRANSFORMADOR A SECO NA PRESENÇA DE SUB E
INTER-HARMÔNICOS

FORTALEZA

2015

DANIELLE CRISTINNY LEITE E SILVA

CONTRIBUIÇÕES PARA O ESTUDO TÉRMICO EM TRANSFORMADOR A SECO NA
PRESENÇA DE SUB E INTER-HARMÔNICOS

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, da Faculdade de Engenharia Elétrica da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Elétrica. Área de concentração: Energias renováveis e Sistemas Elétricos.

Orientador: Prof. Dr. Francisco Kleber de Araújo Lima

FORTALEZA

2015

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação
Universidade Federal do Ceará
Biblioteca de Pós-Graduação em Engenharia - BPGE

S579c Silva, Danielle Cristinny Leite e.
Contribuições para o estudo térmico em transformador a seco na presença de sub e inter-harmônicos / Danielle Cristinny Leite e Silva. – 2015.
128 f. : il. color., enc. ; 30 cm.

Dissertação (mestrado) – Universidade Federal do Ceará, Centro de Tecnologia, Departamento de Engenharia Elétrica, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Fortaleza, 2015.

Área de Concentração: Energias Renováveis e Sistemas Elétricos.

Orientação: Prof. Dr. Francisco Kleber de Araújo Lima.

1. Engenharia elétrica. 2. Correntes elétricas. 3. Tensão elétrica. 4. Energia - Conservação. I.
Título.


DANIELLE CRISTINNY LEITE E SILVA


CONTRIBUIÇÕES PARA O ESTUDO TÉRMICO EM TRANSFORMADOR A
SECO NA PRESENÇA DE SUB E INTER-HARMÔNICOS


Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal do Ceará, como requisito à obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica. Área de Concentração: Sistema de Energia Elétrica.

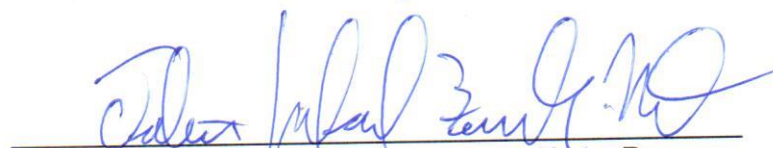
Aprovada em: 20/11/2015

BANCA EXAMINADORA


Francisco Kleber de Araújo Lima (Orientador)
Universidade Federal do Ceará (DEE-UFC)


Prof. Marcus Rogério de Castro, Dr.
Universidade Federal do Ceará (UFC)


Prof. Ricardo Silva Thé Pontes, Dr.
Universidade Federal do Ceará (DEE-UFC)


Prof. Tobias Rafael Fernandes Neto, Dr.
Universidade Federal do Ceará (DEE-UFC)

*Aos professores que verdadeiramente
fazem da profissão uma missão.*

*Amai-vos, eis o primeiro ensinamento;
Instruí-vos, eis o segundo.*

(O Espírito de Verdade)

*De nada vale o brilho da inteligência,
se o coração permanece às escuras.*

(Adolfo Bezerra de Menezes)

AGRADECIMENTOS

A Deus - “a inteligência suprema, causa primeira de todas as coisas, infinitamente bom e justo” - por tudo!

A Jesus Cristo, meu Mestre maior, modelo e guia da humanidade!

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal do Ceará (Ppgee-UFC) pela oportunidade a mim concedida para a realização deste mestrado.

Ao professor Dr. Francisco Kleber de Araújo Lima, pela generosidade doada a fim de que eu galgasse tão almejado intento. Agradeço-lhe a contribuição para mais este passo conquistado em meu progresso intelectual, e principalmente, por me ensinar que não há nada que não possamos aprender.

Ao meu noivo, Halyson Baltazar, pelo imprescindível apoio e inspiração, e aos familiares e amigos “deste e do outro lado” pelas vibrações positivas.

À Funcap (Fundação cearense de apoio a pesquisa e cultura) pelo suporte financeiro.

Aos membros da banca de defesa de mestrado pela disponibilidade em avaliar esta dissertação.

Aos companheiros do LAPIS (Laboratório de Aplicações de Eletrônica de Potência & Integração a Sistemas de Energia) por todo o bem compartilhado, especialmente aos amigos Paulo Henrique, Renato Guerreiro, Ernande Campelo, Joacillo Dantas e Marlos Lucas. Ao Lamotriz, principalmente ao Renan Sousa e ao Professor Tobias Rafael Fernandes. Ao GPEC, bem como aos professores e demais colegas do Departamento de Engenharia Elétrica da UFC por todo e qualquer auxílio ofertado.

RESUMO

A poluição harmônica em sistemas de distribuição tem aumentado significativamente devido ao uso generalizado de cargas não lineares. Harmônicos de corrente e tensão deterioram a qualidade da energia fornecida pelos alimentadores e comprometem a eficiência dos equipamentos conectados à rede elétrica. Estes equipamentos necessitam de uma forma de onda senoidal para garantir seu funcionamento adequado, como é o caso dos transformadores. Seu desempenho e principalmente a proteção dependem, em grande parte, do isolamento dos enrolamentos, o qual está intimamente relacionado com a temperatura de operação. Concerne a isso, este trabalho propõe um estudo sobre eficiência energética, cujo principal objetivo é investigar o aquecimento do transformador na presença de harmônicos, apresentando medições comparativas entre o aumento da temperatura causada em um transformador a seco trifásico de 10 kVA quando submetido a correntes e tensões senoidais e não senoidais, e, posteriormente, uma comparação entre os resultados experimentais e os de simulações obtidas a partir de um modelo 3D do mesmo transformador desenvolvido no *software* COMSOL *Multiphysics*. Verificou-se que quanto maior a distorção harmônica de corrente, mais elevada é a temperatura no núcleo, e sobretudo nas bobinas. Enquanto que para tensão de alimentação com inter-harmônico e sub-harmônico o impacto no aquecimento do transformador tornou-se bem mais acentuado em relação a casos nos quais sua tensão de alimentação é senoidal ou contém harmônicas de 3^a, 5^a e 7^a ordens. Os erros verificados entre as medições e os resultados de simulações foram considerados aceitáveis. Com o refinamento do modelo, será possível empregá-lo a fim de prever o espectro de temperatura de transformadores em fase de projeto, principalmente sob condições não lineares de operação.

Palavras-chave: Transformador a seco. Sub-harmônicas. Inter-harmônicas. Efeito térmico.

ABSTRACT

The harmonic pollution in distribution systems has increased significantly due to the widespread use of nonlinear loads. The current and voltage harmonics deteriorate the power quality supplied by feeders and compromise the efficiency of the equipments connected to the electric network. These equipments require a sinusoidal waveform to ensure its suitable functioning, as in the case of transformers. Its performance and mainly the protection depend largely of the insulation of the windings, which is closely related to the operating temperature. Concerning this, this work proposes a study on energy efficiency, whose main aim is to investigate the transformer heating in the presence of harmonics. It is presented comparative measurements between the increasing of temperature caused a 10kVA three-phase dry-type transformer when submitted to sinusoidal voltages and currents and nonsinusoidal. Later a comparison was made between experimental results and the simulations obtained from a 3D model of the same transformer developed in the software COMSOL Multiphysics. It was observed that the higher harmonic current distortion, the higher temperature at the core, and especially in the coils. While in the case of supply voltage with interharmonic and subharmonic, the impact on transformer heating become much more pronounced in relation to the cases in which their supply voltage is sinusoidal or contains harmonics of the 3rd, 5th and 7th orders. The errors checked between the measurements and the results of simulations were considered acceptable. With the refinement of the model, will be possible use it in order to predict the temperature spectrum of transformers at the beginning of the design, mainly in nonlinear conditions of operation.

Keywords: Dry-type transformer. Subharmonics. Interharmonics. Thermal effect.

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ANEEL	Agência Nacional de Energia Elétrica
ANSI	<i>American National Standards Institute</i>
BT	Baixa Tensão
AC	<i>Alternating Current</i>
CA	Corrente Alternada
CAD	<i>Computer Aided Design</i>
CC	Corrente Contínua
DC	<i>Direct Current</i>
DHI	Distorção Harmônica Individual
DIHT	Distorção Inter-harmônica Total
$DIHI_v$	Distorção Inter-harmônica Individual de Tensão
$DIHI_i$	Distorção Inter-harmônica Individual de corrente
DHT	Distorção Harmônica Total
DHI_i	Distorção Harmônica Individual de Corrente
DSHT	Distorção Sub-harmônica Total
$DSHI_i$	Distorção Sub-harmônica Individual de corrente
$DSHI_v$	Distorção Sub-harmônica Individual de tensão
EPE	Empresa de Pesquisa Energética
FH	Fator Harmônico
HSB	<i>Hartford Steam Boiler Inspection & Insurance Company</i>
IEC	<i>International Electrotechnical Commission</i>
IEEE	<i>Institute of Electrical and Electronics Engineering</i>
IGBT	<i>Insulated Gate Bipolar Transistor</i>
MT	Média Tensão
MEF	Método dos Elementos Finitos
NBR	Norma Brasileira
NTB	<i>NASA Tech Briefs</i>
NASA	<i>National Aeronautics and Space Administration</i>
PCC	Ponto de Conexão Comum
PRODIST	Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico
PWM	<i>Pulse-Width Modulation</i>

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

RMS	<i>Root Mean Square</i>
Std	<i>Standard</i>
THD	<i>Total Harmonic Distortion</i>
3D	Tridimensional

LISTA DE SÍMBOLOS

A	Área da seção transversal do núcleo;
A_t	Área do elemento finito;
B	Densidade de fluxo magnético;
B_{max}	Densidade máxima de fluxo magnético;
C	Capacitância do filtro RC da carga tipo 3;
C_t	Condutividade térmica do material;
C_t	Matriz condutividade térmica;
C_{tp}	Matriz condutividade térmica do problema;
C_p	Capacidade térmica do material;
C_{tc}	Coefficiente de transferência de calor;
f	Frequência fundamental da rede elétrica;
F_{HL}	Fator de perdas harmônicas;
$Fator_K$	Medida usada no projeto de transformadores suprindo cargas não lineares;
h	Ordem da harmônica;
H	Intensidade do campo magnético;
i	Corrente;
I	Corrente <i>rms</i> de carga para condição senoidal;
I_c	Corrente de perdas no núcleo;
I_{cc}	Valor eficaz da corrente de curto-circuito;
I_{exc}	Corrente de excitação;
I_h	Valor <i>rms</i> da h-ésima componente harmônica;
I_L	Corrente máxima solicitada pela carga, na frequência fundamental, no PCC;
I_{mag}	Corrente de magnetização do núcleo;
$I_n(p)$	Valor eficaz da corrente de ordem “n” no enrolamento primário;
$I_n(s)$	Valor eficaz da corrente de ordem “n” no enrolamento secundário;
I_N	Corrente <i>rms</i> de carga não linear;
I_p	Corrente no primário do transformador;
I_s	Corrente no secundário do transformador;
I_{SC}	Corrente de curto circuito máxima no PCC;
I_1	Valor <i>rms</i> da componente fundamental da corrente;
I_R	corrente <i>rms</i> fundamental sob frequência nominal e carga nominal;

k	Número total de inter-harmônicos;
K_{EC}	Constante para cálculo das perdas por correntes parasitas;
K_s	Coefficiente de Steinmetz (que depende do tipo de material usado no núcleo);
K_{his}	Constante característica do material do núcleo;
K_f	Constante “ <i>eddy currents</i> ” para o material condutor;
l	Comprimento do circuito magnético;
L	Indutância do filtro RL da carga tipo 2;
L_m	Indutância de magnetização;
L	Comprimento da placa de geometria do modelo;
L_p	Indutância no primário do transformador;
L_s	Indutância no secundário do transformador;
m	Número de nós do elemento finito;
n	Número total de frequências inter-harmônicas;
N_p	Número de espiras do enrolamento primário;
N_s	Número de espiras do enrolamento secundário;
\overline{Nu}_L	Número de Nusselt;
P_{Cu}	Perdas em carga ou nos enrolamentos;
P_{Cu-R}	Perda em carga por unidade para condições nominais;
P_{Cum}	Perdas em carga ou nos enrolamentos para condição não senoidal;
P_{EC}	Perdas por correntes parasitas nos enrolamentos;
P_{EC-R}	Perda por correntes parasitas nos enrolamentos por unidade;
P_{EC-O}	Perda por correntes parasitas nos enrolamentos na frequência nominal;
P_{ECn}	Perdas por correntes parasitas nos enrolamentos para condição não senoidal;
P_J	Perdas por efeito <i>Joule</i> ;
P_{Jn}	Perdas por efeito <i>Joule</i> para condição não senoidal;
P_t	Perdas totais no transformador;
P_N	Perdas no núcleo;
P_{Nn}	Perdas no núcleo para condição não senoidal;
P_{NH}	Perdas por histerese no núcleo;
P_{NHn}	Perdas por histerese no núcleo para tensão distorcida;
P_{NF}	Perdas por correntes <i>Foucault</i> no núcleo;
P_{NFn}	Perdas por correntes <i>Foucault</i> no núcleo para tensão distorcida;
P_{OSL}	Perdas suplementares no transformador;
P_{OSLn}	Perdas suplementares no transformador para condição não senoidal;
P_r	Número de Prandtl;
q	Fluxo de calor;

q_N	Fonte de calor no núcleo;
q_E	Fonte de calor nos enrolamentos;
Q	Fonte de calor em W/m^3 ;
R	Resistência carga tipo 1;
R_2	Resistência carga tipo 2;
R_3	Resistência carga tipo 3;
R_e	Relutância do núcleo;
R_p	Resistência no primário do transformador;
R_s	Resistência no secundário do transformador;
$R_n(p)$	Resistência do enrolamento primário para a harmônica de ordem “n”;
$R_n(s)$	Resistência do enrolamento primário para a harmônica de ordem “n”;
Φ	Fluxo magnético;
s	Número total de frequências abaixo da frequência fundamental;
S	Expoente de Steinmetz variando entre 1,5 e 2,5;
S_N	Área de radiação eficaz do núcleo;
S_E	Área eficaz de resfriamento dos enrolamentos;
T	Temperatura;
T	Matriz Temperatura;
T_N	Elevação de temperatura no núcleo;
T_E	Elevação de temperatura nos enrolamentos;
T_S	Temperatura na superfície;
T_∞	Temperatura do fluido;
v	Tensão;
V	Tensão <i>rms</i> no barramento;
V_{cc}	Tensão de curto-circuito;
V_N	Tensão nominal;
V_n	Tensão eficaz na ordem “n”;
$V_{f\Delta}$	Tensão de fase no enrolamento em Δ do transformador;
V_{fY}	Tensão de fase no enrolamento em Y do transformador;
V_k	Valor <i>rms</i> da k-enésima componente inter-harmônica;
V_s	Valor <i>rms</i> da s-enésima componente inter-harmônica;
V_1	Valor <i>rms</i> da componente fundamental da tensão;
V_p	Tensão no primário do transformador;
V_s	Tensão no secundário do transformador;
V_{vol}	Volume ativo do núcleo;
X_m	Reatância de magnetização;

Z_{Δ}	Impedância do enrolamento em Δ do transformador;
Z_Y	Impedância do enrolamento em Y do transformador;
ω	Frequência angular da rede elétrica;
ϕ_n	Ângulo de fase do harmônico de tensão na ordem “n”;
μ	Permeabilidade magnética do núcleo;
γ	Condutividade térmica do núcleo magnético;
ρ	Densidade do material;
α	Difusão térmica;
β	Viscosidade cinemática;
ε	Espessura da lâmina do núcleo;
Ω	Domínio;
Ω^e	Subdomínio ou elemento finito;
Γ	Contorno.

CONTEÚDO

	Lista de Figuras	x
	Lista de Tabelas	x
1	INTRODUÇÃO	13
1.1	Motivação	13
1.2	Falhas em transformadores	15
1.3	Revisão bibliográfica	18
1.4	Objetivos	23
1.5	Estrutura da dissertação	23
1.6	Trabalhos publicados	24
2	DISTORÇÕES HARMÔNICAS EM SISTEMAS DE POTÊNCIA	25
2.1	Tipos de distorções harmônicas	25
2.1.1	<i>Fontes de harmônicas</i>	27
2.1.2	<i>Inter-harmônicas</i>	28
2.1.2.1	<i>Fontes de inter-harmônicas</i>	29
2.1.3	<i>Sub-harmônicas</i>	31
2.1.3.1	<i>Fontes de sub-harmônicas</i>	31
2.2	Efeitos dos harmônicos em transformadores	32
2.3	Indicadores usados para quantificar harmônicos	33
2.4	Recomendações para limites de distorção harmônica	34
2.5	Métodos para mitigação de harmônicos	37
2.6	Considerações finais	39
3	TRANSFORMADOR SOB CONDIÇÕES NÃO SENOIDAIS	41
3.1	Transformador a seco	41
3.2	Princípios básicos sobre transformadores.....	42

3.3	Perdas em transformador sob condições senoidais	46
3.3.1	<i>Perdas por histerese e por correntes parasitas no núcleo</i>	47
3.3.2	<i>Perdas em carga</i>	48
3.4	Perdas no núcleo sob condições não senoidais	49
3.4.1	<i>Perdas por histerese e perdas por correntes parasitas</i>	50
3.5	Perdas em carga para condições não senoidais	52
3.5.1	<i>Perdas por efeito Joule</i>	53
3.5.1.1	<i>Efeito pelicular e efeito de proximidade</i>	53
3.5.2	<i>Perdas por correntes parasitas nos enrolamentos</i>	56
3.5.3	<i>Perdas suplementares nas demais partes do transformador</i>	58
3.5.4	<i>Considerações sobre perdas nos enrolamentos sob inter e sub-harmônicos</i>	59
3.6	Condições térmicas de operação	60
3.6.1	<i>Influência da temperatura sobre sistemas isolantes</i>	60
3.6.2	<i>Estimativa da redução de vida útil do transformador sob condições não senoidais</i>	62
3.7	Considerações finais	63
4	SIMULAÇÕES TÉRMICAS DO TRANSFORMADOR A SECO	64
4.1	Uso do simulador COMSOL <i>Multiphysics</i>	64
4.1.1	<i>Método dos Elementos Finitos</i>	67
4.1.2	<i>Modelagem térmica do transformador</i>	72
4.2	Definição dos cenários	74
4.2.1	<i>Cenário 1: Alimentação senoidal</i>	76
4.2.1.1	<i>Resultados de simulações térmicas: Estudos de caso 1, 2, e 3</i>	77
4.2.2	<i>Cenário 2: Alimentação não senoidal com 3^a, 5^a e 7^a harmônicas</i>	77
4.2.2.1	<i>Resultados de simulações térmicas: Estudos de caso 4, 5, e 6</i>	78
4.2.3	<i>Cenário 3: Alimentação não senoidal com sub-harmônica</i>	78
4.2.3.1	<i>Resultados de simulações térmicas: Estudos de caso 7, 8, e 9</i>	78
4.2.4	<i>Cenário 4: Alimentação não senoidal com inter-harmônica</i>	79
4.2.4.1	<i>Resultados de simulações térmicas: Estudos de caso 10, 11, e 12</i>	79

4.3	Considerações finais	85
5	RESULTADOS E VALIDAÇÃO EXPERIMENTAL	86
5.1	Estudo Experimental	86
5.1.1	<i>Medições térmicas para cenário 1</i>	<i>88</i>
5.1.2	<i>Medições térmicas para cenário 2</i>	<i>92</i>
5.1.3	<i>Medições térmicas para cenário 3</i>	<i>95</i>
5.1.4	<i>Medições térmicas para cenário 4</i>	<i>99</i>
5.2	Análise sobre as medições de temperatura	103
5.3	Comparação entre os resultados experimentais e computacionais	104
5.4	Considerações finais	106
6	CONCLUSÕES	107
6.1	Trabalhos Futuros	108
	Referências	109
	Anexo A – Aplicação do Método dos Elementos Finitos ao Problema de Condução de Calor	116

1 INTRODUÇÃO

Os sistemas de energia são normalmente projetados para operar com frequências constantes de 50 Hz ou 60 Hz, a fim de que o perfil da tensão gerada seja senoidal (ARRILLAGA; BRADLEY; P.S.BODGER, 2003). No entanto, as cargas do tipo não lineares drenam uma corrente composta por uma componente fundamental (de frequência 60 Hz, no Brasil) e componentes harmônicas (de frequências múltiplas da fundamental), o que implica em distorções nas formas de onda da corrente e até mesmo da tensão.

As distorções harmônicas, impostas aos sistemas elétricos pelas crescentes cargas não lineares, deterioram a qualidade da energia fornecida pelos alimentadores, reduzem a eficiência e comprometem o desempenho dos equipamentos conectados à rede elétrica, uma vez que estes equipamentos exigem uma forma de onda senoidal para garantir seu adequado funcionamento, como é o caso dos transformadores em redes elétricas de distribuição.

Ocorre que as não linearidades cada vez mais frequentes nas redes de distribuição, como os harmônicos, inter-harmônicos e sub-harmônicos, presentes nas tensões e correntes elétricas, tornaram-se um agente determinante no desempenho e na vida útil dos transformadores. Isto se nota, por exemplo, com o aumento da elevação de temperatura de operação, o que implica em problemas de segurança e em perdas econômicas para concessionárias de energia devido a uma maior necessidade de manutenção corretiva neste tipo de equipamento, ou mesmo sua substituição prematura, além de vir a prejudicar a continuidade do fornecimento de energia elétrica do sistema.

A vida útil dos transformadores é afetada principalmente pela deterioração dos componentes de isolamento, que se dá principalmente devido ao tempo e à temperatura dos pontos quentes. Diante de problemas de sobreaquecimento em transformadores de distribuição, pressupõe-se que a poluição harmônica possa ser uma das causas do aumento anormal da temperatura nestes pontos. Porém, a distorção harmônica não é considerada como uma possível causa de falhas, principalmente em transformadores de distribuição. Para tanto, os harmônicos podem provocar justamente causas de falhas registradas como sobrecarga e problemas no isolamento.

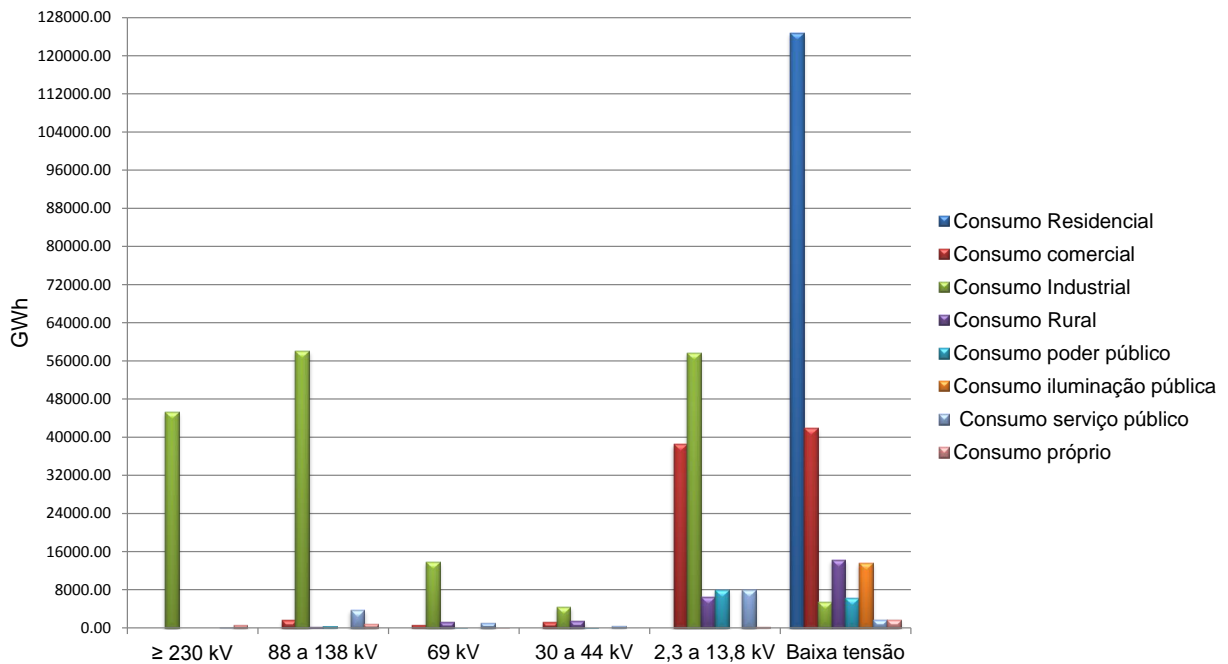
1.1 Motivação

As redes de distribuição podem ser separadas em circuitos primários de média tensão (MT) ou circuitos secundários de baixa tensão (BT). As redes primárias são circuitos elétricos trifásicos, normalmente a três fios, provenientes de subestações de distribuição primárias, cujos níveis de tensão vão de 2,3 kV até 34,5 kV. As redes de distribuição secundárias são circuitos elétricos trifásicos a quatro fios (três fases e neutro), de modo geral operam em níveis de tensões de 230/115 Volts, de 220/127 Volts e 380/220 Volts. O equipamento que cumpre o papel de

fornecer a energia elétrica ao consumidor final, rebaixando a MT em BT é o transformador de distribuição.

Na rede elétrica de distribuição, os transformadores são extremamente numerosos em detrimento de que a maior demanda de energia elétrica, pelas diversas classes de consumo, requer os níveis de tensão destas redes. Como se observa, através do gráfico da Figura 1.1, o consumo nacional de energia elétrica por classe de consumo e nível de tensão no ano de 2013 evidencia o consumo superior suprido pela distribuição.

Figura 1.1: Consumo de energia elétrica por classe de consumo e nível de tensão no ano de 2013.



Fonte: Adaptada de EPE (2014).

Estudos sobre distorção harmônica em sistemas de energia, como o apresentado em Arrillaga, Bradley e P.S.Bodger (2003), Akagi (2005), Santoso et al. (2002), apontam que principalmente os consumidores residenciais, comerciais e industriais produzem harmônicos no sistema no qual estão conectadas suas cargas não lineares. Diante disto, vale ressaltar que se estas três classes são as que mais consomem energia elétrica nos sistemas de distribuição, conforme notado no gráfico da Figura 1.1, maior é a penetração de harmônicos nestes sistemas.

O sistema de distribuição é operado no Brasil por concessionárias de energia elétrica. Pressupõe-se que o crescente carregamento não linear residencial, comercial e industrial afete diretamente os transformadores de distribuição, implicando em problemas de segurança e em perdas econômicas para as concessionárias, devido a maior necessidade de manutenção corretiva neste tipo de equipamento, ou mesmo sua substituição prematura, além de vir a prejudicar a continuidade do fornecimento de energia elétrica do sistema.

Atualmente, o problema de sobreaquecimento provocado em transformadores pode ser causado não mais somente por harmônicas de tensão e corrente, como também por sub-harmônicos e inter-harmônicos cada vez mais presentes nas redes de distribuição. Na literatura técnica há poucos estudos sobre transformador na presença de de tensões e correntes com sub-harmônicas e inter-harmônicas, principalmente quanto ao efeito térmico provocado por estas frequências, reforçando, portanto, a importância deste trabalho.

Além disso, uma motivação seria a possibilidade de contribuir com estudos que auxiliem aos fabricantes no projeto de transformadores sob distorção harmônica, e às concessionárias de energia a possibilidade de gerenciar a eficiência energética de seus transformadores nestas condições.

É importante salientar que padrões do IEEE (*Institute of Electrical and Electronics Engineering*) exigem medições da elevação de temperatura nos pontos mais quentes nos enrolamentos de protótipos de transformadores como teste de planejamento, da qualidade e dos modelos matemáticos do fabricante. Isto é especialmente importante para transformadores do tipo a seco, ventilados e projetados para alimentação de cargas não senoidais (PIERCE, 1994).

1.2 Falhas em transformadores

O principal impacto dos harmônicos em transformadores é o adicional nas perdas de potência que resultam no aumento de sua temperatura de operação. A energia é dissipada no cobre e no ferro, e a partir dos quais o calor é transferido para o seu sistema de isolamento. A acumulação de calor pode levar à degradação da isolamento, e, conseqüentemente, reduzir a vida útil do transformador. Metwally (2011) afirma que as falhas nos enrolamentos são regidas pelo envelhecimento/fraqueza do sistema de isolamento. Não obstante, o superaquecimento ainda pode afetar o sistema de arrefecimento quando o mesmo não é projetado para o conteúdo harmônico. Ademais, os harmônicos podem diminuir a corrente de carga admissível de um transformador por conta do aumento nas perdas, que significa que o transformador opere em sobrecarga. Uma diminuição da corrente de carga admissível se traduz em uma diminuição na capacidade de potência do transformador. Embora tudo isso, os harmônicos não são de fato considerados nas classificações de causas de falhas em transformadores. O impacto da distorção harmônica pode ser uma das possíveis causas das desconhecidas falhas em transformadores (GEDULDT, 2005).

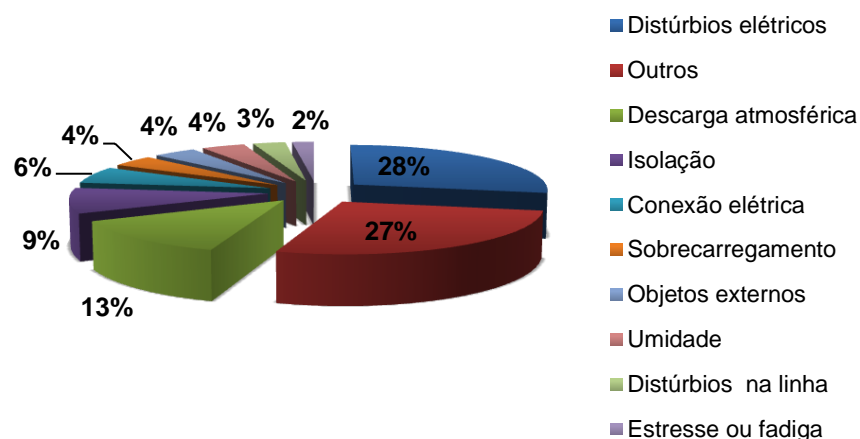
As principais causas, segundo (BARTLEY, 2003), de falhas em transformadores são classificadas como:

- Sobrecarga, situações nas quais os transformadores com carregamento acima do nominal têm sua vida útil reduzida;
- Falhas na isolamento;

- Sobretensões em linhas, oriunda de chaveamentos, curto-circuitos e ou anormalidades das linhas de transmissão e distribuição;
- Descargas atmosféricas;
- Erros de projeto;
- Umidade;
- Contaminação do óleo, situações nas quais o óleo fica carbonizado ou perde suas propriedades físico-químicas.

Um relatório sobre transformadores de potência e a rede elétrica dos Estados Unidos, apresentado pelo Departamento de Energia dos Estados Unidos em abril de 2014, aponta as principais causas de falhas em transformadores entre 1991 e 2010 segundo uma investigação realizada por Bartley (2012). Após os 20 anos de investigação, constatou-se que as perturbações elétricas foram a principal causa de falhas no transformador, responsáveis por 28% do total de falhas que ocorreram durante este período, como pode se observar na Figura 1.2. Embora a idade não esteja incluída como uma das causas de falhas, certamente é um fator que contribui para o aumento de falhas no transformador (DOE, 2014). Percebe-se que as falhas denominadas “outros” são a segunda maior causa de falhas, menor apenas em 1% do que a primeira causa, enquanto que a quarta maior causa, com 13%, é a isolação do transformador.

Figura 1.2: Causas de falhas em transformador nos Estados Unidos entre 1991 e 2010 (em porcentagem do total de falhas).



Fonte: Adaptada de DOE (2014).

A renomada empresa americana *Hartford Steam Boiler Inspection & Insurance Company* (HSB) realizou uma estatística de falhas em transformadores apresentada em (BARTLEY,

2003). A análise acusou as três principais causas de falhas listadas na Tabela 1.1. Pode ser visto que 26% dessas falhas são atribuídas a falhas na isolação.

Tabela 1.1: Categorias por percentagem de falhas em transformadores de potência feitas pela HSB.

Causa de falhas	% de Falhas
Falha na isolação	26%
Erros de projeto	24%
Desconhecida	16%

Fonte: Adaptada de Bartley (2003).

Estatísticas do IEEE sobre falhas em transformadores indicam que 23% delas possuem a causa desconhecida e 51% são devido a algum problema dielétrico (WELLARD, 2002). A grande porcentagem de falhas desconhecidas de transformadores parece ser um fenômeno mundial (GEDULDT; HOFSAJER; JAFFA, 2003). Essa grande quantidade de causas desconhecidas pode indicar que as investigações necessitam ser ainda mais extensas. Possíveis explicações devem ser constatadas para o grande percentual de causas desconhecidas a fim de que medidas preventivas ou corretivas sejam adotadas.

Souza (2008) estudou as falhas ocorridas em transformadores de potência e de distribuição de 34,5 kV da Companhia Energética de Goiás referentes ao período de vinte e oito anos (1979 a 2007) e relativas a interrupções no fornecimento de energia elétrica. O maior número de interrupções em transformadores ocorreu em equipamentos de 34,5 kV, sendo os enrolamentos o principal ponto de falha. No decorrer dos 28 anos, em seis destes anos houve interrupções devido às falhas somente em transformadores de distribuição. Neste trabalho, a autora afirma que apesar da grande quantidade de dados estatísticos obtidos junto à Companhia, não foi possível apresentar informações como observação de tendências e previsão de falhas futuras nos equipamentos, devido à carência de várias informações que abrangessem também as condições do sistema, ou seja, que considerassem as variáveis do ponto de vista do sistema em que o equipamento se encontrava instalado, tais como as condições operativas impostas ao equipamento, como por exemplo: a presença de harmônicos.

Ferreira (2013), em seu trabalho, objetivou determinar as causas de falhas em oito transformadores trifásicos de distribuição com potências de 30 e 45 kVA de uma concessionária nacional de energia. Identificou o sobrecarregamento e falhas na isolação dos enrolamentos como as relevantes causas. E ainda aborda uma estatística de causa de falhas em 3.159 transformadores de distribuição finalizada em 2010 por uma concessionária nacional de energia, cuja causa predominante também se trata de sobrecarregamento com 24,48% das falhas totais. Em nenhuma hipótese o autor faz menção aos harmônicos como uma possível causa das falhas, nem mesmo a concessionária ao efetuar a estatística.

Em um artigo publicado por Zimath et al. (2014) há uma constatação de que, no

decorrer do ano de 2008, as Centrais Elétricas de Santa Catarina Distribuição S.A. (Celesc Distribuição) teve 4.293 transformadores de distribuição avariados. Dentre as diferentes causas identificadas pela empresa como responsáveis pelas avarias, a segunda mais significativa foi a causa de sobrecarga, a qual foi responsável pela avaria de 487 transformadores de distribuição, correspondendo a 11,3% do total dos transformadores de distribuição avariados naquele ano.

Diante deste contexto, pode-se considerar que o sobrecarregamento e falha na isolação dos transformadores resultem de outras causas, ou associações destas, dentre as quais os harmônicos é uma possibilidade, embora estes não tenham sido considerados nos estudos citados. Uma pesquisa que considerou esta possibilidade foi feita por Singh e Singh (2010), cujo foco era investigar as causas de falhas em transformadores de distribuição na Índia, devido às altas taxas de falhas (por volta de 25% ao ano). Foram analisados três casos de transformadores que falharam com 23 meses, 11 meses, e 4 anos e 4 meses, períodos abaixo do tempo normal previsto de operação. A principal causa de falha detectada pelos autores para a realidade local é a sobrecarga resultante de cargas desbalanceadas e harmônicos. Os autores constataram ainda que os transformadores falham em um curto período de tempo em virtude da ausência de manutenção apropriada por parte das concessionárias de energia elétrica, que por muitas vezes desconsiderem estes dois tipos problemas.

1.3 Revisão bibliográfica

A discussão sobre os efeitos das correntes de cargas não lineares nas elevações de temperatura dos transformadores teve início na década de 80, no encontro da Comissão de Transformadores da Sociedade de Engenharia de Potência do IEEE. No ambiente industrial as correntes não senoidais de cargas não lineares estavam, já naquela época, aumentando continuamente a uma razoável porcentagem da carga total do transformador. Foi sugerido então, nesta reunião, que uma norma fosse criada para auxiliar na previsão da nova capacidade de carga do transformador tendo em vista as distorções harmônicas (LISITA, 2004).

Com base no artigo do IEEE elaborado por Kline (1981), e após várias discussões preliminares, a Comissão elegeu a primeira Recomendação Prática a fim de estabelecer procedimentos para determinar a capacidade do transformador quando suprir cargas com correntes não senoidais, publicada em 29 de outubro de 1982. Este documento foi revisado e emitido pelo IEEE *Standard C57.110* em 1986. Posteriormente, esta Recomendação foi atualizada em 1998 e em 2008 (IEEE.STD.C57110, 2008).

Utilizando-se da Recomendação IEEE C57.110-1986, Kennedy e Ivey (1990) e Pierce (1996) apresentaram métodos de projeto, classificação e aplicações de transformadores alimentando cargas não lineares. Pierce (1996) também analisa a relação entre a distribuição das perdas por correntes parasitas e o aumento de temperatura do ponto quente em transformador a

seco sob correntes não senoidais. Em Sharifian et al. (2003) e Sharifian e Faiz (2006) utiliza-se um modelo usando o método de elementos finitos para estimar as perdas em um transformador trifásico de 50 kVA e compara-as com a Recomendação IEEE Std C57.110-1998.

O estudo experimental para dois transformadores de distribuição sob carga não linear realizado em Said, Nor e Majid (2010) vem complementar o estudo teórico abordado anteriormente em Dalila, Khalid e Shah (2009). Ressalta-se em ambos os estudos que devido ao aumento de perdas no transformador e à elevação de temperatura do ponto quente ocasionado pelas correntes harmônicas tem-se a vida útil deste equipamento reduzida. Cazacu e Petrescu (2014), utilizando-se de um transformador trifásico a óleo de distribuição com capacidade nominal de 1.600 kVA que atende a uma determinada indústria, propõem um método de cálculo que fornece as perdas adicionais geradas pelas correntes harmônicas e a corrente máxima admissível para a situação na qual o equipamento supre concomitantemente carga linear e não linear.

Alguns estudos de caso mostram o efeito nas perdas ativas em um transformador não somente na presença de correntes harmônicas mas também com harmônicas de tensão em sua alimentação. Lin e Fuchs (2006) elaboram um método de aquisição de dados digitais para medição on-line das perdas separadamente no núcleo e nos enrolamentos de transformadores trifásicos sob carregamento linear e não linear. A partir de testes com um transformador monofásico de 25 kVA suprimindo lâmpadas fluorescentes, Shareghi et al. (2012) perceberam que devido ao THD (do inglês *Total Harmonic Distortion*) de corrente a capacidade de carregamento do transformador deve ser reduzida a quase 35% se comparada a um carregamento na frequência fundamental, e injetando tensões harmônicas com diversas porcentagens não dispunha de um efeito significativo nas perdas do transformador quando o THD de tensão foi inferior a 5%, fato que se assemelha ao estudo feito Soh et al. (2013). Masoum, Moses e Masoum (2008), Moses e Masoum (2012) sugerem um novo método de cálculo a fim de estimar o envelhecimento de transformadores trifásicos considerando interações de correntes e tensões harmônicas de cargas não lineares desequilibradas. Arslan, Balci e Hocaoglu (2014) afirmam que as harmônicas de corrente de carga não linear são altamente dependentes do nível de THD e espectro harmônico de tensão de alimentação, assim, o perfil harmônico de tensão deve ser considerado na fase de projeto de transformadores que estarão sob a influência de correntes e tensões harmônicas.

Existem trabalhos voltados para perdas adicionais apenas nos enrolamentos do transformador. Fuchs, Yildirim e Grady (2000) propõem técnicas de medição aplicadas a fim de se determinar a redução de carga de transformadores monofásicos alimentando retificador de onda completa a diodo e a tiristor, e o cálculo do coeficiente de perda por correntes parasitas nos enrolamentos de um transformador monofásico de 25 kVA. Santos (2006) e Frelin et al. (2009) estimam as perdas por meio de expressões um pouco mais simplificadas do que a Recomendação

IEEE Std C57.110, as quais permitem calcular as perdas associadas às resistências dos enrolamentos submetidos a correntes harmônicas.

Há estudos direcionados exclusivamente para o impacto da distorção harmônica sobre as perdas no núcleo do transformador. Vale citar a pesquisa feita por Nerys et al. (2004), na qual aborda-se que a perda no núcleo do transformador trifásico de distribuição na verdade, depende diretamente do tipo de carga alimentada, bem como da tensão de alimentação. Considerando o princípio geral de separação de perdas, Aguiar (2005) efetuou cálculos teóricos e medições das perdas totais no núcleo de um transformador a seco trifásico de 5 kVA submetido às diversas condições de tensões fundamentais e harmônicas, constatando-se uma grande discrepância entre estas duas situações. Daut et al. (2010) avaliam o conteúdo harmônico como o indicador de saturação de núcleo do transformador. Kefalas e Kladas (2010) investigam a operação a vazio dos transformadores sob tensão de alimentação tanto senoidal e quanto distorcida. Para isso, desenvolveu uma análise de condições não lineares em um modelo 2D de um transformador no qual utiliza elementos finitos, e a análise proposta é comparada com resultados experimentais.

Todos os trabalhos citados anteriormente tratam de distorções de tensão e corrente com frequências múltiplas inteiras da frequência fundamental. Um estudo preliminar sobre os possíveis efeitos de tensões sub-harmônicas em transformadores é abordado em Gallo et al. (2004). O trabalho aponta, mediante resultados experimentais e simulações de um transformador monofásico de 1 kVA com sub-harmônicos em sua tensão de alimentação, para o fato de que frequências sub-harmônicas muito baixas, mesmo com suas amplitudes aparentemente insignificantes, podem causar a saturação do núcleo magnético. Tais situações são refletidas em maiores elevações térmicas, consequência do aumento da corrente eficaz, e estresse adicional eletromecânico, ocasionados pelo aumento significativo dos valores de pico de corrente. Tudo isto é reforçado no trabalho de Arslan, Sakar e Balci (2014), e ressaltam que a tensão sub-harmônica deve ser cuidadosamente considerada para o cálculo das perdas a vazio e redução de carregamento do transformador. Langella, Testa e Emanuel (2008) discutem os efeitos das tensões sub-harmônicas em três transformadores monofásicos com potências diferentes. Este estudo concentra-se sobre as correntes de magnetização, valores rms e componentes espectrais na presença de inter-harmônicas. Seu modelo é validado experimentalmente e os resultados de simulações numéricas, realizadas para os transformadores, são utilizadas para determinar os efeitos das tensões sub-harmônicas para uma variedade de geometrias de núcleo, frequências e curvas de magnetização.

Quanto a estudos relativos à influência de inter-harmônicos em transformadores destaca-se o estudo desenvolvido por Martin et al. (2008), o qual resalta que as perdas no transformador são aumentadas por inter-harmônicos, e sob esta condição, a sobrecarga do transformador pode ocorrer mesmo quando o equipamento não opera em carga nominal. Isto resulta de um estudo de caso no qual um transformador alimenta um cicloconversor de alta potência. A

partir disso, propõe um modelo para estimativa de perdas inter-harmônicas considerando que as mesmas são pertinentes para o projeto de transformadores.

Vale mencionar que os estudos aludidos sobre sub e inter-harmônicos não contemplam uma análise do efeito térmico provocado por estes em transformadores.

Dentre os trabalhos voltados para a medição do impacto térmico em transformadores sob a influência de distorção harmônica, Galli e Cox (1996) apresentam testes com dois transformadores monofásicos imersos em óleo de 25 kVA submetidos a plena carga cujas correntes apresentavam desde uma baixa distorção harmônica até um THD de 40%. As medições demonstraram um aumento de temperatura média nos enrolamentos variando entre 2 a 7°C a mais do que para correntes senoidais de plena carga. Geduldt (2005) propõe um modelo de transformador monofásico para operar em condições não senoidais. A fim de validar seu modelo, construiu um protótipo monofásico de 1 kVA, e demonstrou dois ensaios nos quais mediu a maior elevação de temperatura no transformador, suprimindo uma carga linear nominal, com tensão harmônica de 3ª ordem presente em sua tensão de alimentação, e posteriormente, com a presença de tensão harmônica de 5ª ordem. O nível de distorção para cada tensão harmônica foi de 20%, e isto ocasionou uma elevação da temperatura em média de 3°C em relação a maior temperatura medida no transformador em condição de alimentação senoidal.

Camargo (2005) implementa um modelo térmico de primeira ordem no *software* Matlab para estimar a elevação máxima de temperatura em um transformador trifásico a seco de 5 kVA com tensão de alimentação senoidal, ora com o carregamento linear, ora com carga não linear. Obtém as temperaturas neste modelo segundo a Recomendação IEEE C57.110 e segundo Makarov e Emanuel (2000), e as compara. Com vistas à validação da proposta da modelagem térmica, compara os resultados computacionais com resultados experimentais. A maior elevação de temperatura medida no transformador foi ao suprir a carga não linear, alcançando 4°C acima da temperatura medida ao alimentar a carga linear. Em comparação com as temperaturas medidas, quando o modelo se embasa em Makarov e Emanuel (2000) a temperatura computada é mais exata, com uma diferença apenas de 0,84°C na temperatura calculada pelo modelo conforme a Recomendação IEEE C57.110. Seu estudo reforça as considerações feitas em Makarov e Emanuel (2000).

Deokar e Waghmare (2011) comparam a medição da elevação de temperatura do óleo isolante de um transformador trifásico de 10 kVA projetado considerando e desconsiderando a Recomendação IEEE C57.110-2008. A menor elevação de temperatura do óleo ocorre para o caso no qual o transformador considera a Recomendação, seja alimentando carga linear ou não linear. O autor salienta que o aquecimento da isolação devido a harmônicos é uma das principais razões de falha prematura em transformadores. Para superar o problema, é necessário determinar o sistema de isolamento, tendo em conta todos estes problemas no caso de um novo transformador e reduzir o carregamento do transformador existente para manter a elevação de

temperatura dentro dos limites admissíveis em caso de maior distorção harmônica. Deve haver um entendimento adequado entre os fabricantes de transformadores e os usuários para atenuar estas condições tendo em vista que os projetos não preveem sempre a demanda real dos clientes. No artigo elaborado por Masri, Azizan e Kamarol (2011) há uma comparação da medição da temperatura do núcleo de um transformador a seco de 75VA ora suprindo carga linear, e ora suprindo duas cargas não lineares com dois diferentes níveis de THD de corrente. Verifica-se que a perda adicional no núcleo do transformador causada pelas correntes harmônicas é traduzida no aumento do aquecimento experimentado pelo mesmo. Bortoluzzi e Carvalho (2012) apresentam um comparativo, entre os valores de ensaio de elevação de temperatura no enrolamento primário e secundário de um transformador a seco trifásico de 5 kVA alimentando uma carga linear, e as temperaturas medidas do mesmo transformador alimentando uma carga não linear. O aumento em 15°C na temperatura do ponto quente nos enrolamentos do transformador quando submetido à carga não linear levaram os autores a ressaltarem a necessidade de projetos de transformadores segundo a Recomendação IEEE Std C57.110-2008 para que o tempo de vida útil do transformador seja mantido.

Taheri et al. (2012) implementam um modelo 3D de um transformador trifásico no *software* Maxwell para análise eletromagnética. Em seguida, comparam as perdas do modelo com os valores calculados a partir da Recomendação IEEE Std C57.110-2008, quando o transformador é submetido a uma corrente não senoidal de carga. Posteriormente, determinam a temperatura do ponto quente e no topo do óleo através do método de cálculo adotado na Recomendação. Os resultados mostram que a corrente harmônica eleva a temperatura do ponto quente e a temperatura do topo do óleo e diminui sua vida útil intensamente. Ning e Ding (2012) desenvolvem no simulador COMSOL *Multiphysics* um modelo 3D de um transformador trifásico a seco para obter as características do seu campo térmico. O estudo reporta-se à uma comparação entre as simulações e medições de temperatura de suas partes estruturais, estando o transformador com carregamento nominal e somente na frequência fundamental.

Diante deste contexto, nota-se que o tema referente às perdas em transformadores sob distorção harmônica tem sido bastante explorado, exceto para transformadores na presença de sub-harmônicos e inter-harmônicos. Quanto aos estudos térmicos aludidos, alguns deles limitam-se em comparar o comportamento térmico do transformador alimentando carga linear com apenas um tipo de carga não linear, e há a carência de investigações sobre o efeito térmico em transformadores em casos onde a tensão e corrente contenham componentes sub-harmônicas e inter-harmônicas.

Neste sentido, dentro do enfoque maior desta dissertação, esta segue na direção de complementar, embora sem esgotar, as referências anteriores, apresentando suas contribuições dentro do contexto aqui enfocado.

Do exposto, a idéia desse trabalho é realizar estudos a respeito do comportamento

térmico de transformadores na presença de tensões e/ou correntes harmônicas, sub-harmônicas e inter-harmônicas e compará-los. E oferecer uma ferramenta que simule um espectro térmico do transformador para situações nas quais este opere sob diferentes tipos de distorções harmônicas. Utilizar-se-á como modelo para as simulações computacionais e para os testes experimentais um transformador a seco trifásico.

1.4 Objetivos

Com o intuito de destacar a importância em preservar a eficiência energética de um imprescindível equipamento para as redes de distribuição, o presente estudo contribui para reforçar a atenção quanto às perdas em transformadores de distribuição, das quais o aumento, hoje em dia, é em grande parte provocado pelo carregamento não linear. Tais perdas elevam a temperatura de operação, principalmente de seus pontos quentes, refletindo diretamente na redução de sua vida útil.

Os principais objetivos deste trabalho podem ser resumidos em dois: i) contribuir com a literatura através de estudos experimentais no que tange o efeito térmico provocado pelos harmônicos, sub-harmônicos e inter-harmônicos de corrente e tensão em transformador a seco, ii) buscar desenvolver um modelo capaz de prever o comportamento térmico do transformador sob o efeito das distorções harmônicas de tensão e corrente.

O estudo abordado ao longo do trabalho visa ainda apresentar um comparativo, com dados reais, entre os valores de ensaio de elevação de temperatura de um transformador a seco alimentando carga linear, com os dados de elevação de temperatura do mesmo transformador operando em condições não lineares de carregamento e com tensões harmônicas, inter-harmônicas, e sub-harmônicas em sua tensão de alimentação. E além disso, comparar estes resultados com os obtidos no modelo 3D do transformador desenvolvido no software COMSOL *Multiphysics*.

1.5 Estrutura da dissertação

Objetivando efetuar a apresentação deste trabalho de forma clara, além do capítulo de introdução teórica, o mesmo foi estruturado conforme descrição a seguir:

- O capítulo 2 apresenta aspectos sobre as causas e os tipos de harmônicos, os seus efeitos em transformadores, medições de distorções causadas, e soluções recomendadas.
- A proposta do capítulo 3 aborda um estudo teórico sobre a modelagem do transformador, perdas consideradas neste equipamento sob condições de operação linear e não linear e suas implicações em seu desempenho elétrico e térmico.

- No capítulo 4 é conduzido o desenvolvimento da modelagem de um transformador a seco trifásico de 10 kVA em um modelo 3D construído no *software* COMSOL *Multiphysics*, o qual permite simular o efeito térmico provocado em seu núcleo e em suas bobinas, bem como a descrição das físicas adotadas neste modelo. Também são definidos todos os cenários estudados: em condição linear, e em diferentes condições de distorção harmônica. E por conseguinte, apresentados os resultados de simulação.
- Já o capítulo 5 é voltado para a descrição das atividades experimentais desenvolvidas, as quais reproduzem os mesmos cenários simulados a fim de medir a elevação de temperatura na unidade transformadora e comparar o seu comportamento térmico entre estes cenários. Ademais, as medições serão comparadas com os resultados das simulações térmicas com vistas à validação do modelo 3D computacional desenvolvido.
- O capítulo 6 destina-se a expor as principais discussões sobre as contribuições e conclusões à respeito deste trabalho, bem como algumas sugestões para futuros desenvolvimentos que visam dar continuidade ao mesmo.
- Finalmente, na parte referente ao anexo, é apresentada, a exemplo, uma aplicação de Métodos de elementos finitos para resolução de problema de transferência de calor.

1.6 Trabalhos publicados

Artigos publicados em anais de congresso:

- i) Silva, D.C.L.; Sousa, R.H.; Lima, F.K.A.; Branco, C.G.C., “Contributions to the Study of Energy Efficiency in Dry-Type Transformer under Nonlinear Load”. *In The 24th IEEE International Symposium on Industrial Electronics*, Jun. 2015;
- ii) Silva, D.C.L.; Sousa, R.H.; Lima, F.K.A.; Branco, C.G.C., “Contribuições para o Estudo de Eficiência Energética em Transformador a Seco Sob Carga Não Linear”. Em: *XI CBQEE - Conferência Brasileira Sobre Qualidade de Energia Elétrica*, Jul. 2015;
- iii) Silva, D.C.L.; Araújo, R.G.; Lima, F.K.A.; Branco, C.G.C., “Contribuições para o Estudo de Eficiência Energética em Transformador a Seco Sob Carga Não Linear”. Em: *SNPTEE 2015 - Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica*.
- iv) Silva, D.C.L.; Sousa, R.H.; Lima, F.K.A.; Branco, C.G.C., “Study of Energy Efficiency in Dry-Type Transformer Under Sub- and Interharmonic in the Power Supply Voltage”. *In The COBEP 2015 - Brazilian Power Electronics Conference*, Dez. 2015.

2 DISTORÇÕES HARMÔNICAS EM SISTEMAS DE POTÊNCIA

Os harmônicos em sistema de potência não são um fenômeno novo. A preocupação com a distorção harmônica fluiu durante a história dos sistemas de energia elétrica. O trabalho de Steinmetz (1916) dedicou atenção considerável ao estudo de harmônicos em sistemas de alimentação trifásica. Sua principal preocupação foram as correntes harmônicas de terceira ordem causadoras da saturação do ferro em transformadores e máquinas, e foi o primeiro a propor conexões delta para bloquear correntes harmônicas desta ordem. E logo nos anos seguintes, o interesse em analisar os harmônicos disseminou-se em autores tais como Kemp (1919), Faccioli (1922), Cockcroft et al. (1925).

Um estudo mais aprofundado sobre os harmônicos em sistema de potência foi descrito por Arrillaga, Watson e R.Wood (1997), em um livro que contempla experiências de décadas anteriores a respeito das razões para a presença de tensões e correntes harmônicas, bem como suas causas, efeitos, padrões, medição, e eliminação.

Até a década de 70, as principais fontes de distorção harmônica eram as cargas eletromecânicas (transformadores e as máquinas elétricas rotativas) (SANTOSO et al., 2002; DIAS, 2002). Porém, logo após este período e até os dias atuais, com o advento da eletrônica de potência, as fontes mais comuns de distorção harmônica passaram a ser as cargas não lineares monofásicas e trifásicas, as quais têm experimentado um crescimento significativo devido às enormes vantagens na controlabilidade proporcionada, e podem ser encontradas em todos os níveis de energia, desde aparelhos de baixa tensão até conversores de alta tensão (GRADY; SANTOSO, 2001).

2.1 Tipos de distorções harmônicas

Idealmente, os serviços de energia devem fornecer a seus clientes uma tensão senoidal com amplitude e frequência constantes. Infelizmente, isso é uma tarefa difícil, e, na realidade, as formas de onda de tensão e corrente acabam ficando distorcidas devido às cargas não lineares.

Diferentemente das cargas lineares, as cargas não lineares distorcem a forma de onda senoidal da corrente, porque o fluxo de corrente não é diretamente proporcional à tensão. Estas formas de ondas periódicas não senoidais são descritas em termos de seus harmônicos, os quais são geralmente definidos como senóides de qualquer frequência que não seja a frequência fundamental (geralmente, 50 ou 60 Hz) do sistema de energia CA. Matematicamente, uma série de senóides decompostas (série de Fourier) somadas recompõem a forma de onda original. Ao contrário de eventos transitórios como descargas atmosféricas que duram alguns microssegundos, ou afundamentos de tensão que duram alguns milissegundos, os harmônicos são fenômenos

periódicos de estado estacionário que produzem distorção contínua de formas de onda de corrente e tensão.

As correntes não senoidais simétricas de vários dispositivos eletroeletrônicos produzem harmônicas ímpares que somadas à senóide original produzem distorções. Estas cargas, mesmo que menos frequentemente, também são capazes de gerar harmônicos pares, encontrados nas formas de onda assimétricas, tendo como resultado possível a introdução de uma componente CC sobreposta à tensão alternada. A magnitude das distorções depende da impedância da fonte e da grandeza das tensões harmônicas produzidas.

Existem dois tipos de harmônicos que podem ser encontradas em sistemas de potência (BARRAWI, 2012):

- i)* Harmônicos síncronos;
- ii)* Harmônicos assíncronos.

Harmônicos síncronos são senóides com frequências que são múltiplas da frequência fundamental. O fator de multiplicação é muitas vezes referido como o número ou ordem da harmônica. Os harmônicos síncronos podem ser subdivididos em duas categorias (BARRAWI, 2012):

- i)* Sub-harmônica quando o número harmônico é menor que um;
- ii)* Super-harmônica quando o número harmônico é maior que um (harmônicas e inter-harmônicos).

Harmônicas, inter-harmônicas e sub-harmônicas de uma forma de onda analisada são definidas em termos de componentes espectrais em um estado quase estacionário numa faixa definida de frequências. A Tabela 2.1 provê suas definições, e a Figura 2.1 esboça de um modo geral estes componentes.

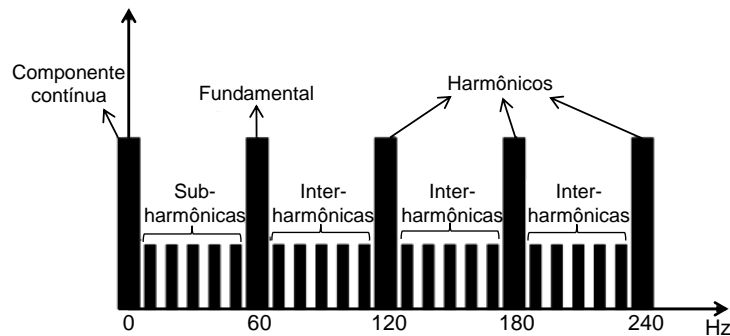
Tabela 2.1: Componentes espectrais de formas de onda (de frequência f).

Harmônica	$f = nf_1$ onde n é um número maior do que zero
Componente CC	$f = nf_1$ para $n = 0$
Inter-harmônica	$f = nf_1$ onde n é um número não inteiro maior do que zero
Sub-harmônica	$f > 0$ Hz e $f < f_1$
$f_1 =$ frequência fundamental da tensão	

Fonte: Adaptada de LPQI (2004).

Harmônicos assíncronos são senóides que não mantêm uma relação de frequência com a senóide de frequência fundamental. Estas senóides não exibem uma constante ordem harmônica e mesma forma, não mantêm uma relação de fase estacionária com a senóide de frequência fundamental (BARRAWI, 2012).

Figura 2.1: Representação das principais componentes harmônicas contidas em um sinal de corrente ou tensão.



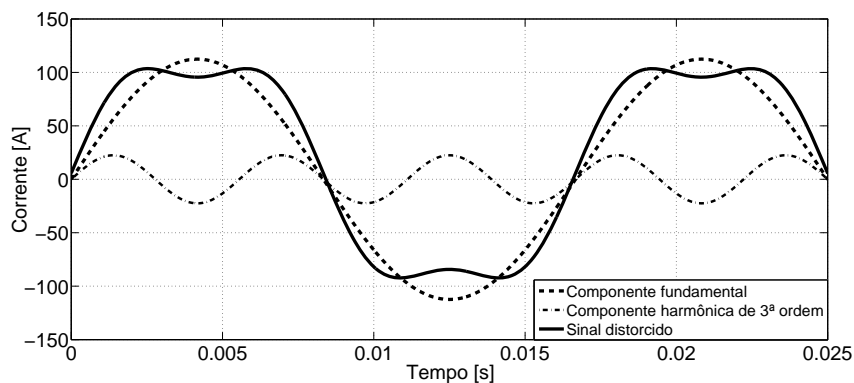
Fonte: Adaptada de Monteiro (2014).

2.1.1 Fontes de harmônicas

As componentes de frequências harmônicas distorcem a forma de onda de tensão ou de corrente em um dado ponto de uma instalação, conforme exemplificado na Figura 2.2.

Em geral, as harmônicas, são geradas desde cargas residenciais como lâmpadas fluorescentes compactas, *dimmers*, computadores, eletrodomésticos como aparelhos de TV, micro-ondas, até conversores estáticos de elevada potência.

Figura 2.2: Forma de onda distorcida da corrente e suas componentes harmônicas.

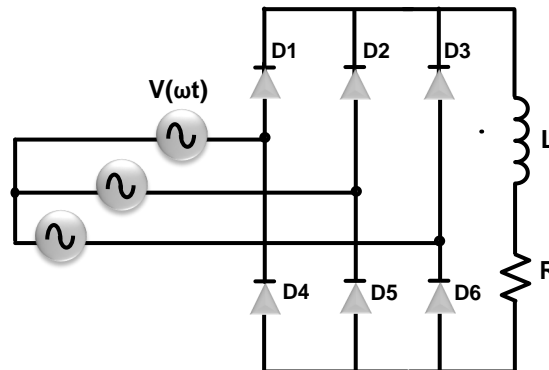


Fonte: Elaborada pelo autor.

Os retificadores monofásicos e trifásicos de meia ponte ou ponte completa, bastante disseminados principalmente na indústria, são uma eminente fonte de correntes harmônicas (geralmente de 3^a, 5^a, 7^a, 9^a, 11^a, 13^a ordens). A Figura 2.3 exemplifica o diagrama esquemático de um retificador ponte completa não controlado alimentando um filtro RL, e suas típicas formas de onda distorcidas da corrente e tensão de fase representadas na Figura 2.4.

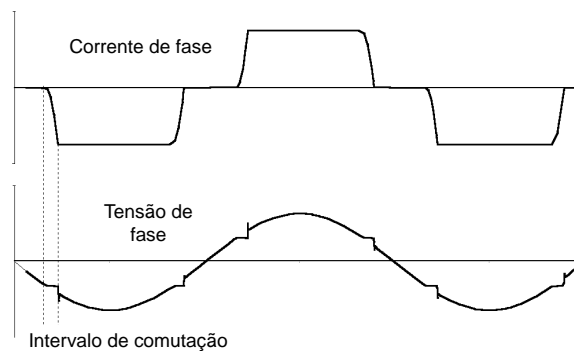
A tendência é que cargas não lineares fontes de inter-harmônicas e sub-harmônicas

Figura 2.3: Diagrama esquemático de um retificador trifásico ponte completa não controlado alimentando um filtro RL.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 2.4: Formas de onda típicas de corrente e tensão provocada por retificador trifásico não controlado ponte completa.



Fonte: Elaborada pelo autor.

também geram harmônicas, mas o contrário nem sempre ocorre.

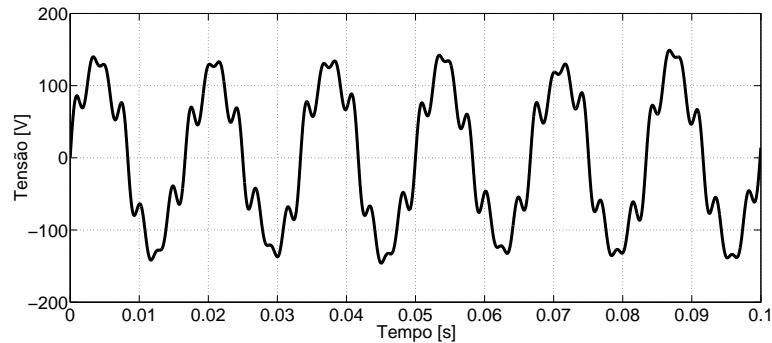
2.1.2 Inter-harmônicas

Entre as harmônicas de tensão e corrente na frequência de alimentação, outras frequências adicionais podem ser observadas, as quais não são múltiplas inteiras da fundamental, e podem aparecer como frequências discretas ou como um espectro de larga faixa (IEC Std 61000-2-1).

Conforme observado na Tabela 2.1, inter-harmônica de tensão (semelhante para corrente) é uma tensão senoidal com uma frequência entre as harmônicas, ou seja, uma frequência que não é um múltiplo inteiro da frequência da componente fundamental. Por analogia com a ordem de uma harmônica, a ordem de uma inter-harmônica é determinada pela relação entre

a frequência da inter-harmônica e a frequência fundamental. Se este valor é menor do que a unidade a frequência também é chamada de sub-harmônica. A Figura 2.5 exemplifica um sinal de tensão distorcido devido a componentes harmônicas e inter-harmônicas.

Figura 2.5: Sinal de onda distorcido com harmônicas (5^a e 7^a ordens) e inter-harmônicas (83,5 Hz, 153 Hz), frequência fundamental de 60 Hz.



Fonte: Elaborada pelo autor.

2.1.2.1 Fontes de inter-harmônicas

Existem dois meios básicos para a geração de inter-harmônicas.

O primeiro é a geração de componentes em torno da frequência fundamental da tensão de alimentação e suas harmônicas como resultado de variações na sua intensidade e/ou ângulos de fase. Isto é causado por rápidas variações de corrente nos equipamentos e nas instalações, que também podem ser uma fonte de flutuação de tensão. Tais situações procedem das cargas que operam em um estado transitório, continuamente ou temporariamente, ou, em muitos outros casos, quando acontece uma modulação de intensidade de correntes e tensões.

O segundo meio é o chaveamento assíncrono (ou seja, não sincronizado com a frequência fundamental) de dispositivos semicondutores em conversores estáticos. Exemplos típicos são os conversores de frequência e conversores com modulação por largura de pulso (PWM). Inter-harmônicas geradas por estes dispositivos podem ser localizadas em qualquer lugar no espectro em relação as tensões harmônicas do sistema de alimentação (LPQI, 2004).

É possível ocorrer os dois meios de geração concomitantemente em alguns tipos de equipamentos.

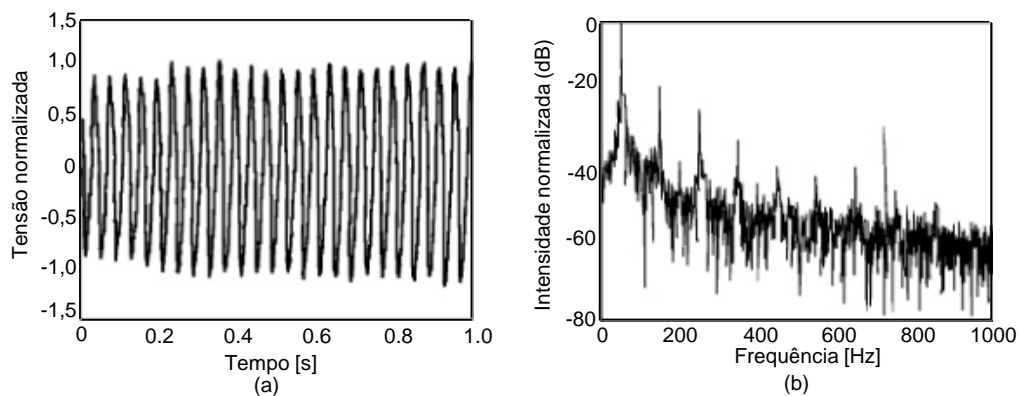
As inter-harmônicas podem ser geradas em qualquer nível de tensão e transferidas entre níveis, ou seja, inter-harmônicas geradas em sistemas de alta tensão e média tensão propagam-se em sistemas de baixa tensão e vice-versa. E suas fontes básicas incluem:

- Cargas que utilizam arco elétrico;

- Acionadores elétricos de carga variável;
- Conversores estáticos de frequência;
- Controles de ondulação.

As cargas que utilizam arco elétrico incluem, por exemplo, fornos a arco, máquinas de solda, e lâmpadas de descargas. A operação transitória, sendo uma fonte de inter-harmônicas, acontece intensivamente durante a fase inicial de fusão como exemplificado na Figura 2.6, provocando flutuações de tensão, e por sua vez, o efeito *flicker*. Para o efeito, bastam apenas pequenas amplitudes de tensões com frequências inter-harmônicas, sobrepostas ao sinal de tensão fundamental, para que o fenômeno seja perfeitamente visível em algumas situações.

Figura 2.6: Oscilação de tensão típica em um forno a arco medido no secundário do transformador de alimentação; (a) flutuação de tensão; (b) espectro mostrando harmônicas (linhas maiores) e inter-harmônicas.

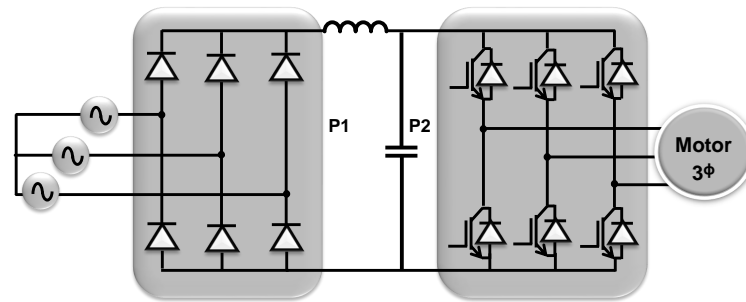


Fonte: Adaptada de LPQI (2004).

Uma solução amplamente utilizada na indústria são os conversores de frequência para o acionamento de motores elétricos de indução, esquematizado na Figura 2.7. Os inversores estáticos de frequência com tensão imposta PWM (*Pulse-Width Modulation*) são atualmente os equipamentos mais empregados para a alimentação de motores de baixa tensão nas aplicações industriais que requerem variação de velocidade (WEG, 2009).

Os conversores estáticos de frequência fornecem em sua saída uma tensão AC com uma frequência diferente da entrada. Tais dispositivos efetuam a conversão da tensão CA/CC através de um retificador (ponte trifásica P1) e depois CC/CA através de um inversor (ponte trifásica P2) que funciona à base do chaveamento PWM de IGBTs (*Insulated Gate Bipolar Transistor*) no lado da saída, conforme ilustrado na Figura 2.7. A tensão CC é modulada pela frequência de saída gerando correntes harmônicas e inter-harmônicas na entrada do dispositivo que acabam por contaminar a rede. Os cicloconversores e os conversores estáticos de reativos são alguns casos especiais destes conversores de frequência.

Figura 2.7: Diagrama esquemático de um conversor de frequência.



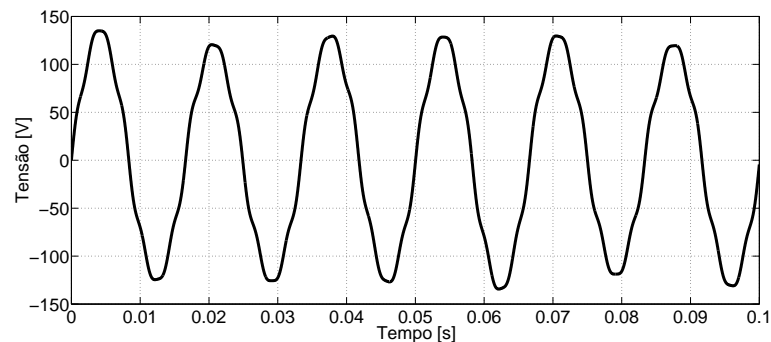
Fonte: Elaborada pelo autor.

As inter-harmônicas também podem ser causadas por oscilações que acontecem em, por exemplo, sistemas que incluem capacitores em série ou paralelo, ou onde transformadores estão sujeitos à saturação.

2.1.3 Sub-harmônicas

O termo sub-harmônica (também conhecido como inter-harmônica subsíncrona) é um caso no qual a tensão e/ou corrente possuem uma frequência menor do que a frequência fundamental, matematicamente definida na Tabela 2.1 e exemplificada na Figura 2.8.

Figura 2.8: Sinal de onda distorcido com frequências sub-harmônicas (30 Hz, 46 Hz, frequência fundamental igual a 60 Hz).



Fonte: Elaborada pelo autor.

2.1.3.1 Fontes de sub-harmônicas

Motores com cargas de torque variável, ou seja, acionadores de forjas, martelos de forja, máquinas de estampagem, serras, entre outros, também podem ser fontes de sub-harmônicas. Fontes eletrônicas para alimentação de computadores geram inter-harmônicas e também

sub-harmônicas (FUCHS; MASOUM; LADJEVARDI, 2005).

Em usinas eólicas, dotadas de geradores de velocidade fixa, o efeito da variação de torque no acionamento da turbina pode modular a componente de tensão fundamental e, conseqüentemente, tornar-se uma fonte indesejável de componentes de baixa frequência.

Ressonância entre correntes ou tensões harmônicas com a capacitância de bancos capacitores usados para correção do fator de potência pode originar sub-harmônicas, chamada ressonância subsíncrona (AGRAWAL; FARMER, 1988).

2.2 Efeitos dos harmônicos em transformadores

Alguns possíveis impactos em transformadores causados por harmônicos são (FUCHS, 2008):

- Saturação do núcleo do transformador alterando seu ponto de operação na curva não linear $\Phi - i$;
- Aumento das perdas no núcleo e possível falha no transformador devido ao aumento de temperatura nos pontos quentes;
- Aumento das perdas no cobre;
- Mal funcionamento de relés de proteção do transformador;
- Envelhecimento e redução da vida útil;
- Redução da eficiência;
- Sobrecarga;
- Deterioração da isolação do transformador.

Além destes efeitos, cabe ainda mencionar o ruído de vibração das chapas dos transformadores, oriundos do efeito pelicular de correntes parasitas induzidas no núcleo laminado de transformadores de potência em baixa frequência. Outro efeito é a situação de ressonância que pode ocorrer entre a impedância do sistema elétrico e a reatância de dispersão do próprio transformador (VEDAM; SARMA, 2009; WAGNER et al., 1993). Tem-se ainda uma maior influência das capacitâncias parasitas, entre espiras e entre enrolamento, que podem realizar acoplamentos não desejados e, eventualmente, produzir ressonâncias no próprio dispositivo.

Cargas monofásicas não lineares conectadas a transformadores (configuração Δ -Y) produzem harmônicos triplos que se adicionam ao neutro. Quando esta corrente que circula

pelo condutor neutro alcança o transformador, é refletida no circuito primário delta, onde causa superaquecimento e falhas no transformador.

Um dos principais efeitos é a queima de transformadores por causa basicamente da ruptura do isolamento dos enrolamentos. Esta ruptura é consequência direta da degradação térmica do isolamento das bobinas com subsequente curto-circuito devido, principalmente, ao superaquecimento dos condutores. Fato intrinsecamente relacionado com as perdas adicionais provocadas no transformador pelo conteúdo harmônico, o que será melhor explanado no capítulo seguinte desta dissertação.

Quando um transformador excede seus limites térmicos, vários fenômenos indesejáveis ocorrem, dentre eles pode-se citar: a aceleração do processo de oxidação dos materiais isolantes, perdas das propriedades do dielétrico, envelhecimento do papel isolante, entre outros.

2.3 Indicadores usados para quantificar harmônicos

Os indicadores de conteúdo harmônico mais comuns de uma forma de onda distorcida mais comuns são a distorção harmônica individual (DHI) ou fator harmônico (FH) e a distorção harmônica total (DHT ou THD). Destes indicadores resultam valores em porcentagem sobre o valor referente à tensão ou corrente de cada componente harmônica e todas juntas em relação ao valor da tensão ou corrente da componente fundamental (DUGAN, 2002).

A distorção harmônica individual de corrente (DHT_i) e a distorção harmônica total de corrente (DHI_i) são calculadas, respectivamente, conforme (2.1) e (2.2). As quais são análogas para se obter tanto a distorção harmônica total de corrente (DHT_i) quanto a distorção harmônica individual de corrente (DHI_i).

$$DHI_i = \frac{I_h}{I_1} \times 100, \quad (2.1)$$

$$DHT_i = \frac{\sqrt{\sum_{h=2}^{h_{max}} (I_h)^2}}{I_1} \times 100, \quad (2.2)$$

onde: I_h é o valor *rms* da h-ésima componente harmônica; I_1 o valor *rms* da componente fundamental da corrente; h é a ordem da harmônica (FUCHS, 2008).

A DHT_i está relacionanda ao valor *rms* da forma de onda da corrente, como mostra (2.3).

$$I_{rms} = I_1 \sqrt{1 + DHT_i^2}. \quad (2.3)$$

Em geral, as harmônicas com ordem que compreende entre a 25ª ordem e a 50ª ordem

não são considerados em análises de sistemas elétricos, uma vez que por mais que causem interferências em sistemas eletrônicos de baixa tensão, elas não afetam geralmente o sistema elétrico (MORI, 2014).

A equação (2.4) define a distorção inter-harmônica total (DIHT) com exemplo para tensão (ARRILLAGA; WATSON; CHEN, 2000).

$$DIHT = \frac{\sqrt{\sum_{k=1}^n (V_k)^2}}{V_1} \times 100, \quad (2.4)$$

onde: k é o número total de inter-harmônicas; n é o número total de frequências presentes; V_k é o valor *rms* da k -ésima componente inter-harmônica; V_1 é o valor *rms* da componente fundamental da tensão.

A equação (2.5) mostra a distorção sub-harmônica total (DSHT) com exemplo para tensão (ARRILLAGA; WATSON; CHEN, 2000).

$$DSHT = \frac{\sqrt{\sum_{s=1}^s (V_s)^2}}{V_1} \times 100, \quad (2.5)$$

onde: s é o número de frequências abaixo da frequência fundamental; V_s é o valor *rms* da s -ésima componente sub-harmônica.

A distorção inter-harmônica individual de tensão ($DIHI_v$) é obtida segundo (2.6). De forma análoga obtém-se a distorção inter-harmônica individual de corrente ($DIHI_i$):

$$DIHI_v = \frac{V_k}{V_1} \times 100. \quad (2.6)$$

A equação (2.7) expressa a distorção sub-harmônica individual de tensão ($DSHI_v$). De forma semelhante calcula-se a distorção sub-harmônica individual de corrente ($DSHI_i$):

$$DSHI_v = \frac{V_s}{V_1} \times 100. \quad (2.7)$$

2.4 Recomendações para limites de distorção harmônica

Os comitês de normalização passaram a estudar os efeitos de cargas não lineares. Des-tes estudos, normas foram desenvolvidas com vistas a dois pontos básicos: a preservação da natureza senoidal da tensão dos sistemas elétricos em corrente alternada, e a proteção do sistema elétrico e dos dispositivos a ele conectados contra os efeitos deletérios da distorção harmônica da corrente (KASSICK, 2000).

Dentre as normas regulamentares que abordam o conceito de harmônicos em instalações elétricas, as principais a serem consideradas em um estudo advêm da principal comissão mundial de normas regulamentares, a IEC (*International Electrotechnical Commission*), e também da principal organização voltada ao aperfeiçoamento da tecnologia relacionada à eletricidade, o IEEE (*Institute of Electrical and Eletronics Engineers*) (SANTOS, 2007).

Baseada na IEC *Standard* 61000 (*Electromagnetic compatibility*), o IEEE apresenta o documento IEEE *Standard* 519 - *Recommended Practice and Requirements for Harmonic Control in Electric Power Systems* (IEEE.STD.519, 2014) que não é efetivamente uma norma mandatória. Representa somente recomendações técnicas importantes que auxiliam estudos relativos aos harmônicos em sistemas de potência. Os limites de distorção harmônica apresentados são relativos aos valores medidos no ponto de conexão comum (PCC) do consumidor à rede elétrica (MORAIS, 2014).

A norma visa estabelecer os limites padrões de distorção harmônica no PCC, dividindo as responsabilidades entre a concessionária elétrica e o consumidor (SANTOSO et al., 2002). Desta forma, quando a responsabilidade em questão é da concessionária provedora de energia elétrica, os limites harmônicos a serem analisados são os de tensão, os quais estão definidos na Tabela 2.2.

Tabela 2.2: Limites de distorção harmônica de tensão em % da fundamental.

Limites de Distorção de Tensão - IEEE Std 519		
Tensão no PCC	Distorção Individual (%)	DHT (%)
$V \leq 1 \text{ kV}$	5,0	8,0
$1 \text{ kV} < V \leq 69 \text{ kV}$	3,0	5,0
$69 \text{ kV} < V \leq 161 \text{ kV}$	1,5	2,5
$V > 161 \text{ kV}$	1,0	1,5

Fonte: Adaptada de IEEE Std 519 (2014).

No caso dos consumidores, o foco é a análise dos harmônicos de corrente, cujos limites de distorção de corrente encontram-se na Tabela 2.3, considerando os aspectos gerais de clientes industriais e residenciais, os limites de distorção mais relevantes (120 V a 69 kV).

O PRODIST Módulo 8 (Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional Qualidade da Energia Elétrica) elaborado pela Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL) estabelece valores de referência para limites de distorção harmônica apenas de tensão conforme a Tabela 2.4. Quanto à determinação da distorção de tensão harmônica individual, o espectro harmônico deve compreender uma faixa de frequências que considere desde a componente fundamental até, no mínimo, a 25^a ordem harmônica.

A IEEE Std 519 considera os limites de distorção de tensão inter-harmônica e sub-harmônica baseados apenas sob o efeito *flicker*. Avaliados usando a técnica de medição descrita

Tabela 2.3: Limite de distorção harmônica de corrente para sistemas de baixa tensão (120 V à 69 kV eficaz) e THD.

Distorção Harmônica Máxima da corrente em percentagem de I_L						
h: Ordem das Harmônicas ímpares						
I_{sc}/I_L	$3 \leq h < 11$	$11 \leq h < 17$	$17 \leq h < 23$	$23 \leq h < 35$	$h \geq h_{35}$	<i>DHT</i>
<20*	4,0	2,0	1,5	0,6	0,3	5,0
20<50	7,0	3,5	2,5	1,0	0,5	8
50<100	10,0	4,5	4,0	1,5	0,7	12
100<1000	12,0	5,5	5,0	2,0	1,0	15
<1000	15,0	7,0	6,0	2,5	1,4	20

As harmônicas pares são limitadas à 25% do limite da harmônica ímpar imediatamente superior

Não é permitido componente contínua (retificador de meia onda por exemplo)

*** Todos os equipamentos de geração de energia elétrica são limitados pelos valores desta linha, independente de sua capacidade de curto circuito I_{sc} / I_L**

I_{sc}: Corrente de curto circuito máxima no PCC;

I_L: Corrente máxima solicitada pela carga, na frequência fundamental, no PCC

Fonte: Adaptada de IEEE Std 519 (2014).

Tabela 2.4: Valores de referência globais das distorções harmônicas totais (em porcentagem da tensão fundamental).

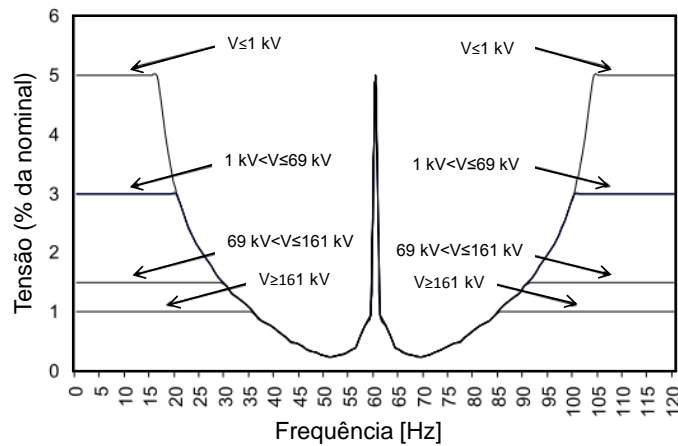
Tensão do Barramento	DHT[%]
$V \leq 1 \text{ kV}$	10
$1 \text{ kV} < V \leq 13,8 \text{ kV}$	8
$13,8 \text{ kV} < V \leq 69 \text{ kV}$	6
$69 \text{ kV} < V < 230 \text{ kV}$	3

Fonte: ANEEL (2015).

na IEEE Std 1453 adaptada da IEC 61000-4-15 para frequências até 120 Hz em sistemas de 60 Hz. Os limites recomendados, conforme indicados na Figura 2.9, não são baseados sobre os efeitos das inter e sub-harmônicas sobre outros equipamentos e sistemas tais como sistemas mecânicos de gerador, motores, transformadores, sistemas de comunicação, sinalização e filtros. Devida consideração tem que ser dada para estes efeitos e limites atuais de inter e sub-harmônicas, de modo a desenvolver um apropriado estudo de caso a caso, usando o conhecimento específico do sistema de alimentação, cargas de usuário conectado, e disposições para futuros usuários (IEEE.STD.519, 2014).

No entanto, no Reino Unido, por exemplo, tais limites remetem aos valores que constam na Tabela 2.5, para redes de distribuição.

Figura 2.9: Limites de tensão inter e sub-harmônica baseados no efeito *flicker* para frequências até 120 Hz para sistemas de 60 Hz.



Fonte: Adaptada de IEEE Std 519 (2014).

Tabela 2.5: Limites de de distorção para tensões inter e sub-harmônicas no Reino Unido.

Frequência inter-harmônica ou sub-harmônica (Hz)	< 80	80	90	> 90 e < 500
Distorção de tensão como % da fundamental	0,2	0,2	0,5	0,5

Fonte: Adaptada de Electricity Association (2001).

A IEEE Std C57.12.00 estabelece um limite de 5% de distorção harmônica da corrente nominal de um transformador, além disso, o mesmo deve operar com sobretensão de 5% do valor *rms* nominal, em regime de plena carga. Na condição a vazio o percentual de sobretensão permitido pode aumentar para 10%.

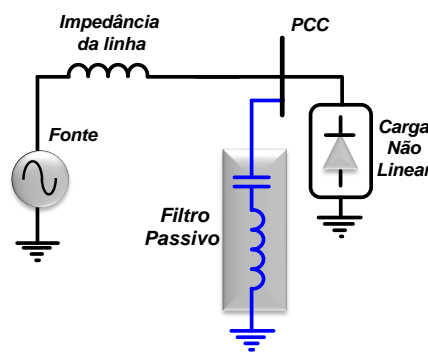
Neste contexto, serão considerados nesta dissertação os limites de distorção harmônica de tensão recomendados pelo PRODIST Módulo 8 e para distorção sub e inter-harmônica de tensão, respectivamente, os limites determinados na Figura 2.9 e na Tabela 2.5. Assim como os limites de distorção harmônica de corrente presentes na Tabela 2.3.

2.5 Métodos para mitigação de harmônicos

Baseados nos efeitos indesejáveis provenientes dos harmônicos e no cumprimento das normas em questão, expandiu-se o desenvolvimento de possíveis soluções para a mitigação do conteúdo harmônico em sistemas elétricos. O destaque entre as soluções, o qual é indicado pela IEEE Std 519, é a instalação de filtros de potência na rede secundária dos sistemas de energia. Portanto, entre as técnicas existentes para a redução e/ou cancelamento dos harmônicos, destacam-se: filtro passivo, filtro ativo e filtro híbrido. A estrutura física do filtro é separada em série, paralela e ainda na combinação das estruturas série e paralela.

A solução clássica para a redução da poluição harmônica de corrente em sistemas elétricos é o uso de filtros sintonizados, ou filtros passivos, conectados em derivação no alimentador, cujo exemplo esquemático observa-se através da Figura 2.10. Estes filtros são circuitos formados por resistores, indutores e capacitores projetados de forma a apresentar baixa impedância, em comparação com a impedância da rede, na frequência de sintonia ou harmônica. Caracterizam-se pelo custo reduzido e simplicidade na instalação e operação. Contudo, estas vantagens são superadas pela dependência da característica de filtragem com a impedância da rede.

Figura 2.10: Esquema de um filtro passivo sintonizado em uma frequência harmônica.

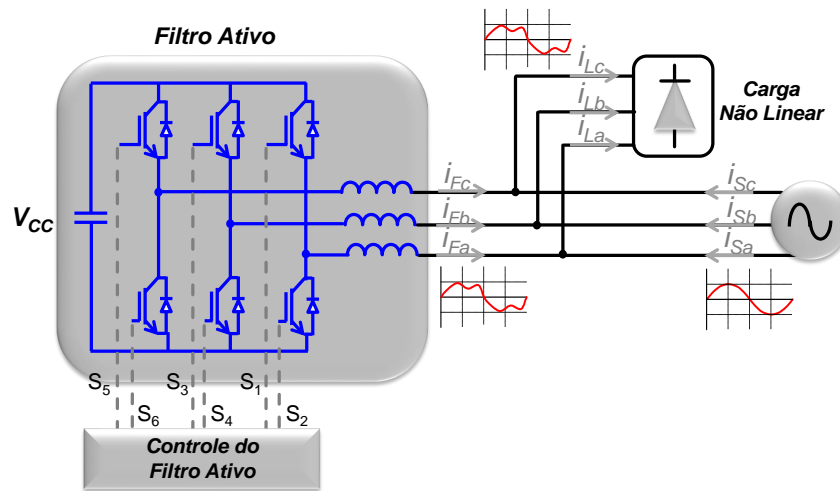


Fonte: Elaborada pelo autor.

O filtro ativo consiste basicamente de um inversor controlado constituído por interruptores alimentados por uma fonte de tensão contínua V_{CC} . Na grande maioria dos casos, se conectado em série com a rede objetiva-se compensar os harmônicos de tensão e quando conectado em paralelo mitigará os harmônicos de corrente. A Figura 2.11 ilustra o princípio básico de compensação paralela dos harmônicos de corrente através de um filtro ativo que atua como uma fonte de corrente controlada injetando uma corrente de compensação i_F que se soma à corrente da carga não linear i_L de forma a tornar senoidal a corrente drenada da fonte i_S (AKAGI, 2005, 2006). Comparados aos filtros passivos, os filtros ativos são superiores em termos de desempenho de filtragem, menos robustos e mais flexíveis para aplicações, no entanto, são mais complexos, e de acordo com a potência exigida seu custo torna-se elevado, fato que limita a sua utilização de forma mais generalizada.

Uma possibilidade de suplantar esta restrição de custo é combinar o filtro ativo com um filtro passivo. Através desta combinação, denominada filtro híbrido, conforme esquematizado na Figura 2.12, é possível extrair as características positivas de ambos, permitindo sua conexão em alta tensão e levando a um melhor desempenho de filtragem (FUJITA; YAMASAKI; AKAGI, 2000). Estes filtros são uma consequência da utilização da tecnologia ativa paralela, sendo que são oriundos da combinação de filtros ativos e passivos. Os filtros híbridos apresentam uma característica de filtragem relativamente satisfatória e seu custo é consideravelmente menor que

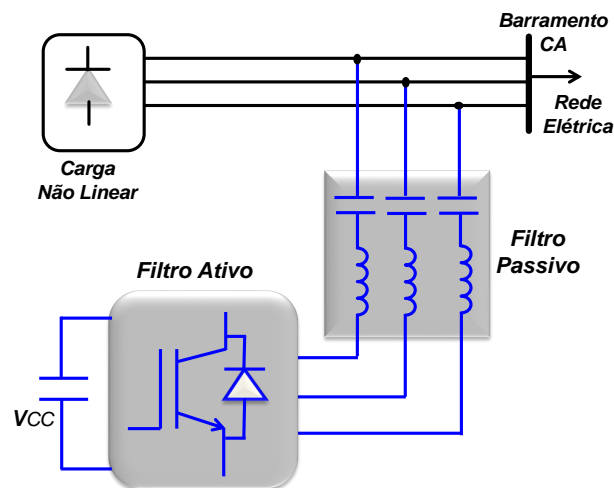
Figura 2.11: Esquema de um filtro ativo conectado em paralelo (*shunt*) à rede elétrica.



Fonte: Elaborada pelo autor.

o custo associado aos filtros puramente ativos. A redução do custo se deve a uma menor potência na qual conversores de potência utilizados nos filtros híbridos devem operar.

Figura 2.12: Esquema de um filtro híbrido conectado à rede elétrica.



Fonte: Elaborada pelo autor.

2.6 Considerações finais

As distorções nas formas de ondas são um dos problemas mais comuns em sistemas elétricos de distribuição, como consequência da crescente utilização de cargas não lineares, as quais têm contribuído para a circulação de correntes distorcidas ao longo do sistema refletindo na distorção das formas de ondas das tensões de alimentação.

Os sistemas de distribuição de energia de baixa tensão solicitam baixa potência da fonte, apesar disto estes sistemas são mais susceptíveis a não linearidade da corrente de carga, devido a sua alta impedância em comparação aos sistemas de média tensão e de transmissão de energia.

Até o início do século XXI as distorções harmônicas nas formas de onda de sistemas elétricos de potência comumente consideradas eram as harmônicas múltiplas inteiras da fundamental. Contudo, com o avanço do uso da tecnologia dos semicondutores (conversores de frequência, lâmpadas fluorescente, computadores, etc.) de potência nas indústrias como nas residências, este quadro se modificou, tendo em vista que além de harmônicas, a proliferação desta tecnologia também tem gerado, em grau maior, outros tipos de harmônicos em redes de distribuição: sub-harmônicas e inter-harmônicas.

Observa-se, então, que a tendência dos sistemas elétricos de distribuição é se tornarem maiores e com um intenso crescimento de cargas injetando todo tipo de harmônico, provocando os mais diversos efeitos nos transformadores de distribuição, principalmente perdas adicionais que o sobreaquecem e comprometem o seu desempenho.

Normas de âmbito internacional consideradas pelo IEEE (*Institute of Electrical and Electronics Engineers*) tem abordado o tema das distorções harmônicas. Ademais, proposições de limites de distorções harmônicas de tensões e correntes são apresentados, entretanto com lacunas a preencher à respeito de estudos mais apurados sobre inter e sub-harmônicos, essencialmente quanto aos limites recomendados para estes tipos de distorção. Constatou-se ainda, o emprego de filtros de potência sugeridos pelas normas como possível solução para reduzir ou compensar os harmônicos na rede elétrica.

3 TRANSFORMADOR SOB CONDIÇÕES NÃO SENOIDAIS

Tensão não senoidal e cargas não lineares resultam em maiores perdas magnéticas e no cobre, as quais podem causar falhas em transformadores (FUCHS, 2008).

O acréscimo nas perdas no núcleo e nos enrolamentos do transformador causado pelos harmônicos contribui para o superaquecimento dos enrolamentos e dos pontos quentes. A alta temperatura deteriora o seu sistema de isolamento, e portanto compromete o seu funcionamento, de forma a reduzir sua vida útil, a sua disponibilidade e confiabilidade (MARTIN et al., 2008). E dependendo do tipo e conteúdo harmônico o núcleo do transformador torna-se suscetível à saturação (LANGELLA; TESTA; EMANUEL, 2008).

A Recomendação IEEE Std C57.110 sugere métodos de cálculo das perdas adicionais nos enrolamentos do transformador suprimindo cargas não lineares, que por conseguinte, irá definir condições de funcionamento de forma a assegurar que os prejuízos na região de maior densidade perdas nos enrolamentos não excedam às perdas resultantes de condições de operação na frequência nominal.

3.1 Transformador a seco

Uma das classificações relacionadas ao tipo de transformadores é de acordo com o método de refrigeração empregado: ou à ventilação natural ou forçada, ou à refrigeração a óleo forçada ou natural. O método, em geral, define a potência nominal e a vida útil do transformador, através da elevação de temperatura resultante. O aquecimento limita a potência que pode ser extraída deste equipamento, pois, com o aumento da corrente, há acréscimo da temperatura e, como consequência, pode ocorrer danos no isolamento (OLIVEIRA J. R. COGO, 1984).

Os transformadores de distribuição a óleo estão presentes de forma massiva nas subestações aéreas, enquanto que os transformadores a seco são comuns em subestações abrigadas. Contudo, estes têm aplicações nas mais diversas condições e instalações, atestando a sua confiabilidade. Sua instalação dispensa portas corta-fogo, poços de recolhimento de fluídos e sistemas de combate a incêndios permitindo com isso a sua instalação em praticamente qualquer local. Em muitos casos a ausência do óleo isolante torna os problemas de superaquecimento mais comuns em transformadores a seco (PIERCE, 1996). As condições de funcionamento deste tipo de transformadores dependem em grande parte da isolação dos enrolamentos, que está intimamente relacionada com a temperatura de funcionamento (NING; DING, 2012).

Desde os anos 90, transformadores tipo seco de núcleo envolvido vêm substituindo os transformadores refrigerados a óleo isolante em muitas instalações industriais e comerciais (PIERCE, 1994; SEN, 2003). Com vistas à investigação do espectro térmico das partes ativas do

transformador sob condições não senoidais, o transformador a seco foi, portanto, adotado para o estudo neste trabalho, pois de fato facilita o acesso aos enrolamentos, núcleo e sistema de isolamento.

Atualmente o dimensionamento térmico favorável dos transformadores a seco, e a resistência ao envelhecimento dos materiais isolantes usados, tornaram a sua vida útil estimada igual ou superior à dos transformadores convencionais (CAMARGO, 2005).

3.2 Princípios básicos sobre transformadores

O transformador é um dispositivo estático, eletromagnético baseado na lei de Faraday, no qual existe o circuito indutor (enrolamento primário) e o circuito induzido (enrolamento secundário), interligados magneticamente por um núcleo comum a fim de transferir energia elétrica de um circuito para outro, sem mudança no valor da frequência.

Se um desses enrolamentos, o primário, for conectado a uma fonte de tensão alternada, será produzido um fluxo alternado cuja amplitude dependerá do valor da tensão do primário, da frequência da tensão aplicada e do número de espiras do enrolamento. O fluxo comum estabelece um enlace com o enrolamento secundário induzindo neste uma tensão cujo valor também depende do número de espiras. A maior parte do fluxo está confinada ao núcleo e, portanto, enlaça os enrolamentos primários e secundário, os quais também produzem fluxo disperso, enlaçando o próprio enrolamento sem enlaçar o outro (FITZGERALD CHARLES KINGSLEY, 2006).

Aplicando-se a tensão no enrolamento primário do transformador, uma pequena corrente de excitação ou magnetização I_{exc} fluirá no primário, e de acordo com a lei de Ampère, tem-se:

$$H \cdot l = N_p \cdot I_{exc}, \quad (3.1)$$

onde: H é a intensidade do campo magnético; l é o comprimento do circuito magnético; N_p é o número de espiras do enrolamento primário; $N_p \cdot I_{exc}$ é a força magnetomotriz.

A força magnetomotriz impulsiona o fluxo magnético pelo núcleo, sendo limitado pela relutância do mesmo, verifica-se então que (3.1) pode ser reescrita como:

$$R_e \cdot \Phi = N_p \cdot I_{exc}, \quad (3.2)$$

onde: R_e é a relutância do núcleo; Φ é o fluxo magnético.

Com o transformador operando em vazio, a corrente I_{exc} magnetiza o transformador e induz as tensões no primário e secundário. Conectando-se uma carga ao enrolamento secundário do transformador, haverá circulação da corrente em seu enrolamento secundário I_s , cujo valor

depende exclusivamente da carga. Segundo a lei de Ampère, I_s criará o fluxo de reação e de dispersão, sendo que o primeiro tende a anular o fluxo magnético. Para que o transformador continue magnetizado, haverá uma compensação de fluxo no primário, ou seja: para manter a magnetização, o transformador exigirá da rede elétrica uma corrente suplementar a I_{exc} , de modo a compensar o fluxo de reação. A corrente de excitação é responsável pela indução de tensão no primário e secundário do transformador (FITZGERALD CHARLES KINGSLEY, 2006).

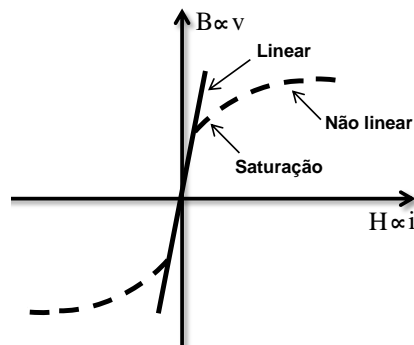
A relação entre a intensidade de campo magnético (H) e a densidade de fluxo magnético (B) é uma propriedade do material em que se encontra o campo magnético, supondo uma relação linear da seguinte forma:

$$B = \mu H, \quad (3.3)$$

onde: μ é a permeabilidade magnética.

A Figura 3.1 mostra a curva B-H, a qual é a mais comumente usada para descrever um material magnético. Para um núcleo ideal sem perda de histerese o fluxo e a corrente de magnetização estão relacionados pela curva de magnetização do material magnético

Figura 3.1: Características linear e não linear do material magnético do núcleo do transformador.



Fonte: Adaptada de Fuchs (2008).

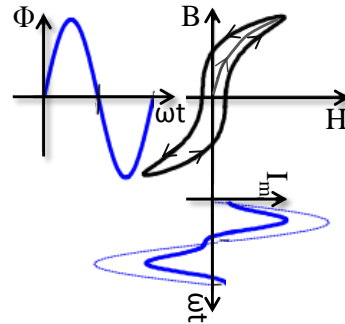
Quando há histerese magnética, seus efeitos e os de saturação originam a relação não linear entre o campo magnético e a densidade do fluxo. A curva B-H é representada na Figura 3.2 com a curva de magnetização inicial e o ciclo de histerese.

Ao aplicar uma carga (Z_{Carga}) ao secundário, define-se a relação de transformação entre as tensões primárias e secundárias, isto é:

$$\frac{V_p}{V_s} \cong \frac{I_s}{I_p}. \quad (3.4)$$

Para avaliar o seu desempenho é necessário conhecer os parâmetros que permitem estabelecer um modelo para análise. Normalmente opta-se por um circuito elétrico equivalente,

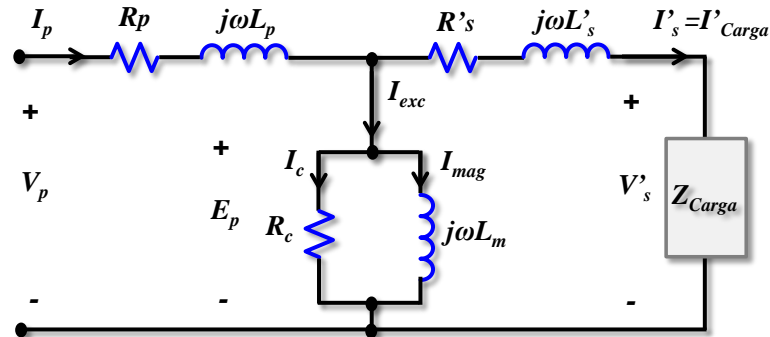
Figura 3.2: Curva de magnetização, fluxo e corrente de magnetização.



Fonte: Adaptada de Geduldt (2005).

o qual possibilita o estudo do comportamento e do desempenho elétrico de um transformador através de relações de circuitos. Partindo da hipótese de que um transformador real corresponde a um transformador ideal, acrescido da corrente de excitação, do efeito de dispersão, das perdas por efeito Joule, por correntes parasitas e por histerese, pode-se representar todos esses efeitos através do circuito ilustrado na Figura 3.3.

Figura 3.3: Circuito equivalente T de um transformador.



Fonte: Adaptada de Fitzgerald Charles Kingsley (2006).

No circuito equivalente R_p , R'_s , L_p e L'_s são as resistências e indutâncias do enrolamento primário e referidas ao secundário, respectivamente. A corrente de excitação pode ser decomposta em uma componente de perdas no núcleo I_c em fase com a tensão E_p e uma componente de magnetização I_{mag} atrasada de 90° em relação a E_p , sendo $I_c \ll I_{mag}$. A resistência de magnetização R_c ou resistência de perdas no núcleo, juntamente com a indutância de magnetização L_m , cuja reatância de magnetização é $X_m = 2\pi fL_m$, formam o ramo de excitação do circuito equivalente. A combinação em paralelo de R_c e X_m corresponde a impedância de magnetização Z_m , e são especificados para valores nominais dados de tensão e frequência e, então, supõe-se que permanecerão constantes quando em operação normal. Estritamente falando, a reatância X_m varia com a saturação do ferro.

Propriamente, os parâmetros aludidos equivalem aos efeitos combinados do primário e do secundário e poderiam ser representados separadamente. De um modo geral não é necessário conhecer estes parâmetros individualmente, tornando-se mais simples agrupá-los no primário ou no secundário.

Quando um transformador é conectado à rede, uma elevada corrente transitória de magnetização é observada, denominada corrente de “*inrush*”. A amplitude desta corrente depende da intensidade e polaridade do fluxo residual e do ponto do ciclo de tensão no qual acontece a conexão do transformador com a rede elétrica (OLIVEIRA J. R. COGO, 1984).

Quanto aos transformadores trifásicos, as tensões e correntes nominais do primário e do secundário dependem da configuração de ligação dos enrolamentos adotada, mas a potência nominal em kVA do banco trifásico é três vezes a dos transformadores monofásicos individuais, independentemente do tipo de ligação.

As ligações Y- Δ ou Δ -Y são usadas frequentemente nas conexões dos enrolamentos do transformador trifásico. Usualmente, é conveniente realizar os cálculos com base em uma única fase (Y por fase, tensão de fase), porque a impedância dos transformadores podem ser somadas diretamente em série com as impedâncias da linha. Tais impedâncias podem ser referidas de um lado a outro do transformador trifásico aplicando o quadrado da relação ideal de tensões de linha do mesmo, e de preferência referidas no lado conectado em Y. Um circuito equilibrado ligado em Δ com uma impedância $Z_{\Delta}\Omega/fase$ é equivalente a um circuito equilibrado ligado em Y com $Z_Y\Omega/fase$ (FITZGERALD CHARLES KINGSLEY, 2006) se:

$$Z_Y = \frac{1}{3}Z_{\Delta}. \quad (3.5)$$

A relação por fase das espiras dos enrolamentos do transformador trifásico em função da tensão para uma conexão Y- Δ é definida como:

$$\frac{N_p}{N_s} = \frac{V_{fY}}{V_{f\Delta}} = \frac{V_p}{V_s\sqrt{3}}, \quad (3.6)$$

onde: V_{fY} é a tensão de fase no enrolamento Y (primário); $V_{f\Delta}$ é a tensão de fase no enrolamento Δ (secundário).

A impedância equivalente em série do transformador ou impedância de curto-circuito é relativamente baixa em um transformador típico, ou seja, uma tensão da ordem de 10 a 15% ou menos do valor da nominal, aplicada entre os terminais do enrolamento primário, resultará na corrente nominal. Esta impedância é obtida em (3.7), também podendo ser expressa em porcentagem segundo (3.8) (FITZGERALD CHARLES KINGSLEY, 2006).

$$Z_{cc} = \frac{V_{cc}}{I_{cc}}, \quad (3.7)$$

$$Z_{\%} = \frac{V_{cc}}{V_N} 100. \quad (3.8)$$

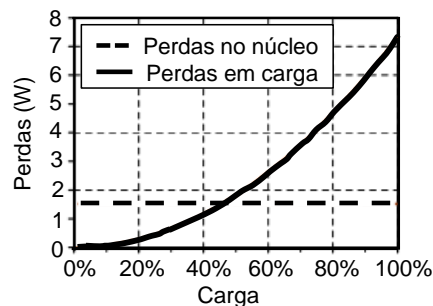
onde: V_{cc} é o valor eficaz da tensão de curto-circuito (tensão de alimentação que faz circular corrente nominal, quando os terminais do outro enrolamento estão curto-circuitados); I_{cc} é o valor eficaz da corrente de curto-circuito; V_N representa a tensão nominal.

3.3 Perdas em transformador sob condições senoidais

Em condições normais de operação, os transformadores apresentam perdas de energia associadas ao núcleo e aos enrolamentos. Tais perdas são dissipadas na forma térmica. A IEEE Std C57.12.91 (IEEE *Standard Test Code for Dry-Type Distribution and Power Transformers*) classifica a perda total (P_T) no transformador como a soma da perda a vazio ou perda no núcleo (P_N) e da perda em carga ou perda nas impedâncias dos enrolamentos (P_{Cu}), conforme a equação 3.9 (IEEE.STD.C57110, 2008). O gráfico da Figura 3.4 apresenta as perdas (no núcleo e em carga) versus a porcentagem de carga para um típico regime de funcionamento de um transformador a seco de distribuição de 630 kVA, enquanto que a Figura 3.5 esquematiza a classificação de todas as perdas no transformador.

$$P_T = P_N + P_{Cu}. \quad (3.9)$$

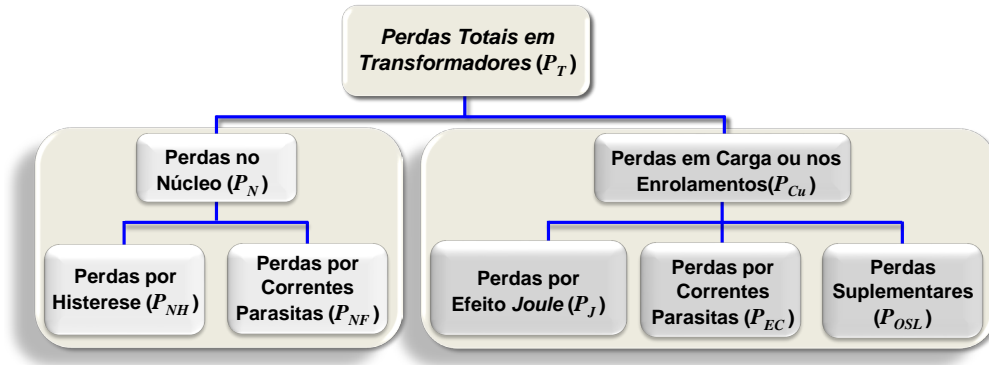
Figura 3.4: Perdas (no núcleo e em carga) versus a porcentagem de carga para um típico transformador a seco de distribuição



Fonte: Adaptada de Steinmetz, Cranganu-Cretu e Smajic (2010).

As perdas magnéticas no núcleo se dividem em perdas por histerese (P_{NH}), que são causadas pela inversão dos domínios magnéticos no material do núcleo de acordo com o sinal alternado aplicado, e as perdas por correntes parasitas (*eddy*) ou *Foucault* (P_{NF}), que são induzidas pelos campos magnéticos alternados que atravessam o núcleo. Por outro lado, a perda em carga é composta pela perda na resistência dos enrolamentos ou perdas por efeito *Joule* ou perdas ôhmicas (P_J) somadas às perdas suplementares totais (P_{TSL}) devido à dispersão de fluxo eletromagnético nos enrolamentos, núcleo e partes metálicas do transformador, como

Figura 3.5: Classificação de perdas em transformadores



Fonte: Elaborada pelo autor.

carcaça, parafusos, e suporte. Esta, por sua vez, compõe as perdas por correntes parasitas nos enrolamentos (P_{EC}) e as perdas suplementares (P_{OSL}) nas demais partes do transformador (IEEE.STD.C57110, 2008). Assim, as perdas totais para condições senoidais são dadas em (3.13).

$$P_N = P_{NH} + P_{NF}, \quad (3.10)$$

$$P_{Cu} = P_J + P_{TSL}, \quad (3.11)$$

$$P_{TSL} = P_{EC} + P_{OSL}, \quad (3.12)$$

$$P_T = P_{NH} + P_{NF} + P_J + P_{EC} + P_{OSL}. \quad (3.13)$$

A determinação dos valores analíticos relacionados às perdas no núcleo e no cobre pode ser realizada, respectivamente, através de ensaio experimental a vazio e de curto circuito (OLIVEIRA J. R. COGO, 1984).

3.3.1 Perdas por histerese e por correntes parasitas no núcleo

Para a condição de tensão senoidal, as perdas por histerese e por correntes parasitas no núcleo do transformador são dadas, respectivamente, em (3.14) e (3.15) (GOURISHANKAR, 1975).

$$P_{NH} = K_s (B_{max})^S f V_{vol}, \quad (3.14)$$

$$P_{NF} = K_F (B_{max})^2 f^2 \epsilon^2 V_{vol}, \quad (3.15)$$

$$B_{max} = \frac{V_{ef}}{4N_e F F A f}, \quad (3.16)$$

onde: K_s é o coeficiente de Steinmetz (que depende do tipo de material usado no núcleo); S é o expoente de Steinmetz variando entre 1,5 e 2,5; B_{max} é o valor máximo da densidade do fluxo

magnético; f é a frequência fundamental; V_{vol} é o volume ativo do núcleo; K_F é a constante “*eddy currents*” para o material condutor; ϵ é a espessura das lâminas do núcleo; N_e é o número de espiras do enrolamento; F_F é o fator de forma para uma forma de onda senoidal; A é a área da seção transversal do núcleo; V_n é a tensão eficaz;

Substituindo-se (3.16) em (3.14), obtém-se a perda por histerese em função da força eletromotriz induzida na bobina de excitação:

$$P_{NH} = \left[\frac{V_{vol} K_s}{(4F_F N_e A)^S} \right] \frac{V_{ef}^S}{f^{n-1}}, \quad (3.17)$$

$$P_{NH} = K_{his} \frac{V_{ef}^S}{f^{n-1}}, \quad (3.18)$$

$$K_{his} = \frac{V_{vol} K_s}{(4F_F N_e A)^S}, \quad (3.19)$$

A histerese magnética é um fenômeno não linear no qual a intensidade de um campo magnético numa direção é diferente da resposta ao mesmo campo aplicado numa direção oposta, como pode ser observar na Figura 3.2. A perda de energia dissipada em forma de calor, corresponde ao valor da área da curva de histerese e dos seus laços menores se existirem (AGUIAR, 2005). A equação (3.14) evidencia que as perdas por histerese são diretamente proporcionais à frequência e aproximadamente ao quadrado da densidade de fluxo magnético. Já as perdas por correntes parasitas se dá pelo aparecimento de correntes na laminação do núcleo que é explicado pela lei de *Faraday*. Tais perdas são diretamente proporcionais ao quadrado da densidade de fluxo magnético e da frequência, e à espessura das lâminas isoladas entre si das quais o núcleo é constituído, aumentando assim a resistência do material (OLIVEIRA J. R. COGO, 1984).

O núcleo de transformadores deve conter uma pequena porcentagem de 3% de silício adicionado ao ferro, e uma laminação com espessura de aproximadamente 0,3 mm, com o intuito de reduzir as perdas por correntes parasitas.

3.3.2 Perdas em carga

As maiores perdas concentram-se nos enrolamentos do transformador. Substituindo (3.12) em (3.11) resulta nas três parcelas que compõem as perdas em carga:

$$P_{Cu} = P_J + P_{EC} + P_{OSL}. \quad (3.20)$$

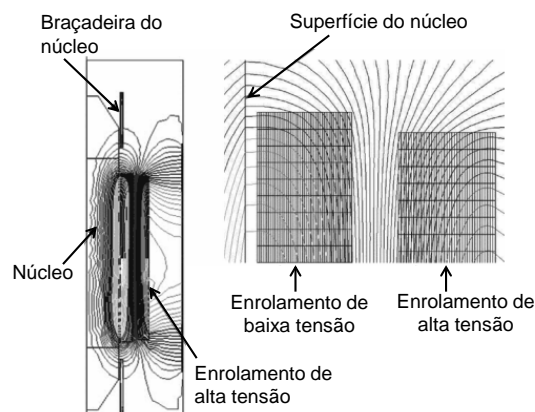
A principal parcela se refere às perdas ôhmicas ou por efeito Joule é em razão da resistência dos enrolamentos. Essas perdas variam de acordo com o aumento ou diminuição da carga no transformador. Mais precisamente com o quadrado da corrente drenada pela carga.

A segunda e terceira parcelas (P_{EC} e P_{OSL}), conforme já mencionado anteriormente, são consequência do fluxo de dispersão do transformador, ilustrado na Figura 3.6, que dá origem a circulação de correntes parasitas em seus condutores e nas suas partes metálicas. 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. Considerando-se os enrolamento primário e o secundário, tem-se as perdas em carga para condição senoidal de corrente:

$$P_{Cu} = R_p I_p^2 + R_s I_s^2 + P_{EC} + P_{OSL}, \quad (3.21)$$

onde: R_p e R_s são, respectivamente, a resistência do enrolamento primário e secundário para a frequência fundamental; I_p e I_s são, respectivamente, a corrente rms do enrolamento primário e secundário na frequência fundamental;

Figura 3.6: Campo eletromagnético produzido nos enrolamentos do transformador pela corrente de carga.



Fonte: Adaptada de IEEE Std C57.110 (2008).

A determinação dos valores analíticos relacionados às perdas no núcleo e nos enrolamentos pode ser realizada, respectivamente, através de ensaio a vazio e em curto circuito (OLIVEIRA J. R. COGO, 1984).

3.4 Perdas no núcleo sob condições não senoidais

As distorções harmônicas de tensão juntamente com a componente CC da corrente de carga têm como consequência uma maior indução nas partes que compreendem o núcleo. Isto pode provocar aumento da corrente de excitação, indução por correntes parasitas não senoidais no núcleo e elevação do nível do ruído sonoro que, somados, proporcionam um aumento na perda no núcleo. A pequena parcela de perda referente à corrente de excitação nos enrolamen-

tos do primário dos transformadores para condições senoidais é basicamente uma função da laminação, quantidade e qualidade do aço utilizado no núcleo, frequência de operação e fator de distorção dado para o aço durante a fase de corte e empilhamento. Esta perda é determinada em Watt/kg de núcleo. Devido a diferentes processos de fabricação esta perda poderá variar de fabricante para fabricante e será influenciada pelos fatores externos, tais como cargas não lineares. Uma alta indução no núcleo terá como consequência um aumento na saturação do mesmo. Com o transformador nestas condições a corrente de excitação e o nível sonoro aumentarão e, dependendo da intensidade dessa indução, a corrente de excitação poderá atingir até níveis de corrente de curto-circuito, podendo afetar permanentemente a curva de histerese do núcleo (LISITA, 2004).

3.4.1 Perdas por histerese e perdas por correntes parasitas

Quanto às perdas no núcleo, na maioria dos casos as perdas por histerese podem ser negligenciadas porque são pequenas comparadas com as perdas no cobre. Entretanto devem ser consideradas em virtude do risco de saturação magnética (FUCHS, 2008).

Em condição de alimentação não senoidal de um transformador é mais comum a tensão apresentar zeros simples para $\omega t = 0$ e $\omega t = \pi$, ou seja, $v(0) = v(\pi) = 0$. Deve-se salientar que ondas de tensão com múltiplos zeros em um ciclo, introduz ciclos internos nos domínios de histerese (CAMARGO, 2005). E isto pode ocorrer na presença de tensões inter-harmônicas. A Figura 3.7 mostra as duas situações de tensão distorcida e os correspondentes ciclos de histerese.

Dependendo da defasagem da tensão harmônica em relação a tensão fundamental a forma de onda resultante das ligações de fluxo serão diferentes e não proporcionais à forma de onda da tensão resultante devido a relação integral entre o fluxo $\lambda(t)$ e a tensão induzida $e(t)$ ($\Phi(t) = N \int e(t) dt$) (FUCHS, 2008).

Para condições não senoidais, é definida a perda por histerese em função da perda por histerese em condições senoidais como sendo (EMANUEL; WANG, 1985):

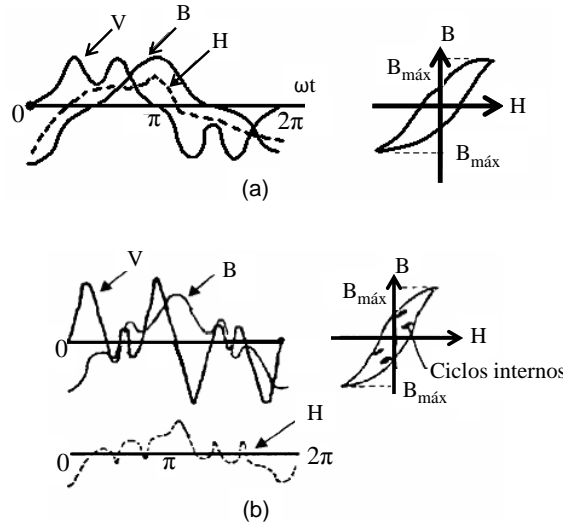
$$\frac{P_{NHn}}{P_{NH}} = \left[\sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n} \frac{V_n}{V_1} \cos \phi_n \right]^S \quad (3.22)$$

As perdas por correntes parasitas no núcleo para condições não senoidais (P_{NFn}) são determinadas da seguinte forma (EMANUEL; WANG, 1985):

$$P_{NF} = K_F f^2 (B_{max})^2 \left[1 + \sum_{n=2}^{\infty} \left(\frac{V_n}{V_1} \right)^2 C_{en} C_{Tn} \right], \quad (3.23)$$

$$C_{en} = 1 - 0,0017 \xi^{3,61}, \xi < 3,6, \quad (3.24)$$

Figura 3.7: Formas de onda de tensão, campo magnético e indução magnética distorcida e os correspondentes ciclos de histerese, considerando: (a) Tensão distorcida com zeros simples; (b) Tensão distorcida com múltiplos zeros.



Fonte: Camargo (2005).

$$\xi = e \sqrt{\pi \mu \gamma n f}, \quad (3.25)$$

onde: ε é a espessura da lâmina do núcleo magnético, em metros; μ é a permeabilidade magnética do núcleo, em H/m; γ é a condutividade térmica do núcleo magnético, em $W/m \cdot K^0$; n é a ordem do harmônico; f é a frequência fundamental; C_{Tn} é o fator correção aplicado somente a transformadores trifásicos e componentes sequência zero, para componentes de sequência positiva e negativa C_{Tn} é igual 1; V_n é a tensão eficaz do n ésimo harmônico.

As perdas por correntes parasitas para uma alimentação com tensão distorcida em função das perdas para condições de tensão senoidal é dada em (3.26) (EMANUEL; WANG, 1985).

$$\frac{P_{NFn}}{P_{NF}} = \left[1 + \sum_{n=2}^{\infty} \left(\frac{V_n}{V_1} \right)^2 C_{en} \right]. \quad (3.26)$$

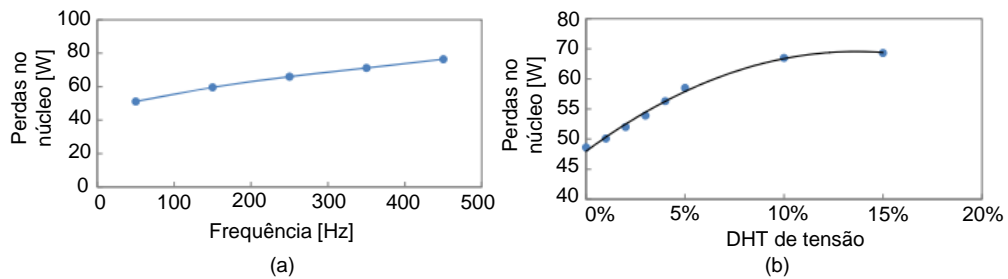
As perdas no núcleo para condições não senoidais P_{Nn} são portanto:

$$P_{Nn} = P_{NHn} + P_{NFn}. \quad (3.27)$$

Um estudo feito em Shareghi et al. (2012), com um transformador de (25 kVA- 1.100/250 V), demonstrou que a perda no núcleo aumenta com a frequência, ilustrado na Figura 3.8a. Adotando a tensão nominal do transformador, detectou-se que o aumento desta perda é excessivo para frequências acima de 1 kHz e DHT_v maior que 5% como mostra a Figura 3.8b.

Shareghi et al. (2012) e Camargo (2005) elucidam que o efeito de cargas não lineares

Figura 3.8: (a) Variação das perdas no núcleo com a frequência; (b) Variação da perdas no núcleo com a variação da DHT de tensão para frequência acima de 1 kHz.



Fonte: Adaptada de Shareghi et al. (2012).

nas perdas no núcleo é muitas vezes insignificante uma vez que a distorção harmônica total geralmente não ultrapassa 5%, valor normalmente encontrado nos sistemas elétricos de potência, e portanto, podem ser consideradas desprezíveis. Como acontece nos casos em que a carga não linear provoca distorção apenas de corrente, ou a distorção provocada na tensão está dentro dos limites estabelecidos, pode se desconsiderar o cálculo das perdas adicionais no núcleo.

Já, o estudo preliminar sobre tensões sub-harmônicas em transformadores abordado em Gallo et al. (2004) e o estudo feito em Langella, Testa e Emanuel (2008), o qual deu continuidade ao primeiro, evidenciam que sub-harmônicos, mesmo com magnitudes aparentemente insignificantes, ou seja, tensão com baixa distorção sub-harmônica, pode causar a saturação do núcleo magnético, uma vez que a amplitude do fluxo Φ é inversamente proporcional à frequência da tensão ($\Phi(f) = c/f$, sendo c uma constante de projeto do transformador). Tensões sub-harmônicas aumentam a amplitude de harmônicos de corrente e os ciclos de histerese. As perdas do núcleo são pouco afetadas pelas tensões sub-harmônicas de baixa amplitude, porém, as perdas nos enrolamentos, na condição de operação a vazio do transformador, são fortemente afetadas pelo aumento do valor da corrente de excitação do núcleo provocado por estas tensões. Além disso os estudos ressaltam que os efeitos destas tensões parecem independentes da potência nominal dos transformadores. Fatos estes também constatados em Arslan, Sakar e Balci (2014).

3.5 Perdas em carga para condições não senoidais

O maior interesse sobre a operação de transformadores, sob condições de cargas não lineares, é determinar as perdas em carga, principalmente a perda por correntes parasitas nos enrolamentos. Uma vez que esta perda obviamente contribui para o sobreaquecimento do transformador (LISITA, 2004). A perda em carga para condição não senoidal é dada como:

$$P_{Cun} = P_{Jn} + P_{ECn} + P_{OSLn}, \quad (3.28)$$

onde: P_{Cun} são as perdas em carga ou nos enrolamentos para condição não senoidal; P_{Jn} são as perdas ôhmicas para condição não senoidal; P_{ECn} e P_{OSLn} são, respectivamente, a perda por correntes parasitas nos enrolamentos e perdas suplementares nas demais partes do transformador para condições não senoidais.

3.5.1 Perdas por efeito Joule

As perdas ôhmicas nos enrolamentos do transformador dependem da resistência e de sua corrente de carga. Sendo assim, se o valor eficaz da corrente aumenta devido às componentes harmônicas, estas perdas sofrerão um aumento correspondente (IEEE.STD.C57110, 2008), como mostra a expressão a seguir:

$$P_{Jn} = P_{Jn}(p) + P_{Jn}(s) = \sum_{n=1}^{n=\infty} R_n(p) I_n^2(p) + \sum_{n=1}^{n=\infty} R_n(s) I_n^2(s), \quad (3.29)$$

onde: P_{Jn} são as perdas ôhmicas nos enrolamentos para a condição carga não linear; $P_{Jn}(p)$ e $P_{Jn}(s)$ são, respectivamente, as perdas ôhmicas no enrolamento primário e no enrolamento secundário do transformador para a condição não senoidal; $R_n(p)$ e $R_n(s)$ são, respectivamente, a resistência do enrolamento primário e secundário para a harmônica de ordem “n”; $I_n(p)$ e $I_n(s)$ são, respectivamente, o valor eficaz da corrente de ordem “n” do enrolamento primário e do enrolamento secundário.

3.5.1.1 Efeito pelicular e efeito de proximidade

O aumento das perdas técnicas nos enrolamentos dos transformadores é provocado pela presença de dois fenômenos, os quais se manifestam nos enrolamentos do transformador com maior intensidade quando o mesmo opera alimentando cargas que drenam correntes com frequências diferentes da frequência fundamental (SANTOS, 2006).

Esses fenômenos contribuem para a variação da resistência nos enrolamentos do transformador com a frequência da corrente elétrica contribuindo para as perdas no cobre:

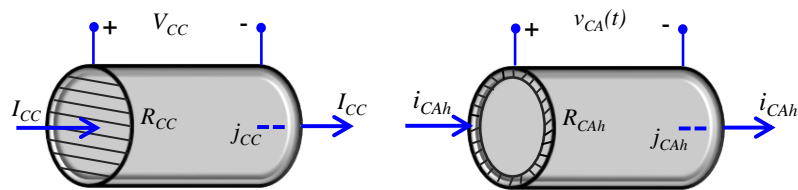
Efeito pelicular (*Skin effect* em inglês) - Se um condutor com seção transversal α_{cond} conduz uma corrente contínua I_{CC} , a densidade de corrente $j_{CC} = I_{CC}/\alpha_{cond}$ é uniforme no interior do condutor e a resistência R_{CC} pode ser atribuída ao condutor representando a relação entre a tensão V_{CC} aplicada e a corrente I_{CC} , tal como:

$$R_{CC} = \frac{V_{CC}}{I_{CC}}. \quad (3.30)$$

Para correntes alternadas $i_{CAh}(t)$, a corrente flui predominantemente próximo à su-

perfície do condutor e a densidade de corrente j_{CAh} não é uniforme no interior do condutor, como ilustrado na Figura 3.9. Em geral, $R_{CC} < R_{CAh}$. O Efeito pelicular é responsável pelo aumento da resistência aparente de um condutor elétrico, devido a diminuição da área efetiva de condução (FUCHS, 2008). O efeito pelicular torna mais deficiente o transporte de energia, pois na tentativa de transmitir a energia a um determinado ponto mais energia se dissipa ao longo do condutor elétrico, devido a maior resistência aparente. Isto porque que a corrente alternada gera um campo magnético alternado que induz correntes parasitas no condutor, as quais por sua vez anulam a corrente no centro do condutor e se somam próximo à superfície.

Figura 3.9: Resistência CC (R_{CC}) versus resistência CA (R_{AC})



Fonte: Elaborada pelo autor.

A partir do exposto, pode-se inferir que o efeito pelicular depende, entre outros fatores, da frequência, da condutividade elétrica, das dimensões e da forma geométrica do condutor. Com o aumento da frequência da corrente a desuniformidade se torna mais acentuada, aumentando a diferença entre as densidades de correntes nas diferentes regiões da seção transversal.

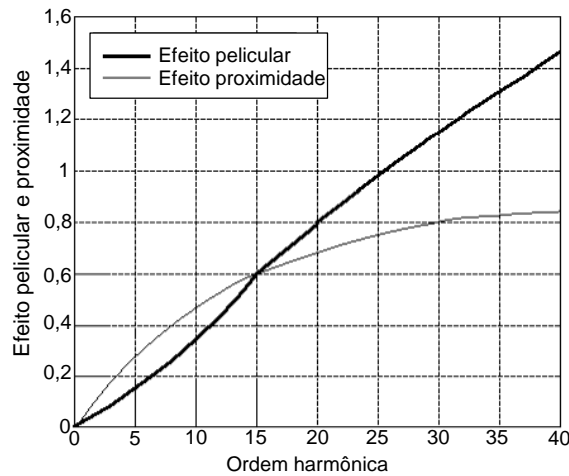
Em transformadores, por exemplo, o efeito pelicular pode ser detectado através da medição da impedância dos enrolamentos para frequências diferentes de corrente elétrica no condutor.

Efeito de proximidade - No efeito pelicular a corrente que circula pelo condutor gera um campo magnético que por sua vez induz correntes parasitas no próprio condutor. No caso do efeito de proximidade, a diferença está na origem do campo magnético. Nesta situação, o campo é produzido a partir das correntes que circulam nos condutores vizinhos. Fenômeno causado pela distorção dos campos magnéticos dos condutores próximos que interagem entre si, distorcendo a distribuição das correntes nos mesmos e alterando o valor da resistência elétrica.

A exemplo, pode-se verificar mediante a Figura 3.10, o comportamento dos efeitos pelicular e proximidade separadamente, em função da frequência para um cabo de 95 mm^2 . O efeito pelicular e o efeito proximidade no cabo apresentam elevações semelhantes até aproximadamente a 15ª ordem harmônica. Porém, observa-se também que a partir desta ordem harmônica o efeito Skin possui uma maior elevação em função do aumento da ordem harmônica.

A variação da resistência com a frequência, devido a estes dois efeitos só será significativa para condutores que apresentem grandes seções transversais. Na prática, para a maioria dos

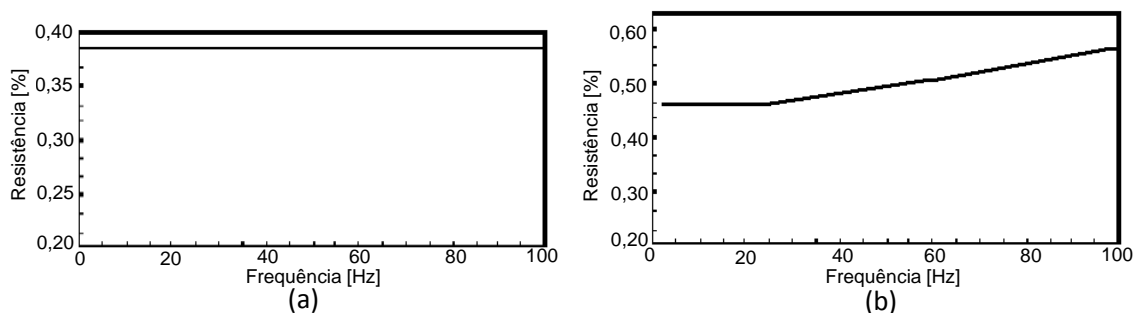
Figura 3.10: Efeitos pelicular e proximidade (correspondentes à resistência em pu do condutor) em função da frequência para um condutor de secção circular de 95 mm^2 .



Fonte: Adaptada de Santos (2006).

transformadores, os enrolamentos da alta tensão possuem pequenas seções transversais, de tal forma que os condutores necessitam de correntes com elevadas frequências para alterar o valor da resistência. Os efeitos podem ser significativos nos enrolamentos de baixa tensão, pelo fato destes possuírem maiores seções transversais (CAMARGO, 2005; SANTOS, 2006). A Figura 3.11 ilustra as variações das resistências ôhmicas dos enrolamentos de alta e baixa tensão em função da frequência para um transformador *Siemens* de 300 kVA (DOMINGUES, 1996; SANTOS, 2006).

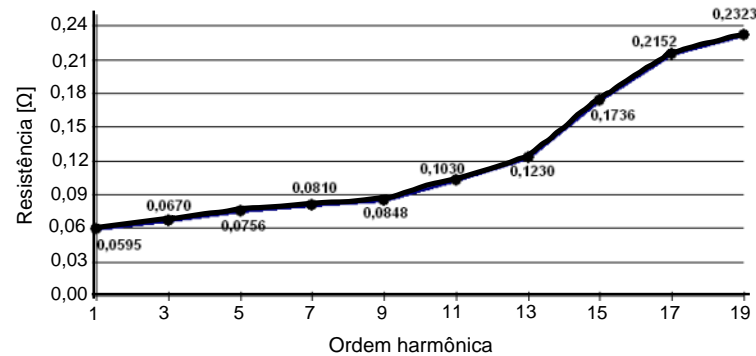
Figura 3.11: Resistência do enrolamento de alta tensão (a) e baixa tensão (b) em função da frequência para um transformador *Siemens* de 300 kVA.



Fonte: Adaptada de Domingues (1996).

A Figura 3.12 exemplifica a variação da resistência CA do enrolamento do transformador de distribuição (13.800/220 V, 15 kVA, 60 Hz) em função da frequência, onde nota-se que a resistência tem uma pequena variação até a 11ª ordem harmônica, entretanto a partir da 13ª visualiza-se uma variação de maior amplitude.

Figura 3.12: Resistência do enrolamento primário em função da frequência.



Fonte: Adaptada de Santos (2006).

3.5.2 Perdas por correntes parasitas nos enrolamentos

As perdas por correntes parasitas, P_{EC} , contribuem para temperatura do ponto quente, e segundo Fuchs (2008), o ponto quente do transformador é assumido como sendo onde as perdas por correntes parasitas são maiores. Estas perdas, são proporcionais ao quadrado da intensidade do campo eletromagnético ou o quadrado da corrente eficaz de carga que produz o campo (I) e ao da frequência (f), e a uma constante de proporcionalidade, isto é (FUCHS, 2008):

$$P_{EC} = K_{EC} I^2 f^2. \quad (3.31)$$

onde: I é a corrente *rms* de carga para condição senoidal; K_{EC} é a constante que depende da largura, espessura, área da seção transversal, resistividade do condutor e densidade de corrente.

Por outro lado, quando o conhecimento específico da magnitude da perda por correntes parasitas não está disponível, é possível estimá-la a partir das perdas em carga, das quais são subtraídas as perdas ôhmicas, como segue (IEEE.STD.C57110, 2008):

$$P_{Cu} = P_J + P_{EC}. \quad (3.32)$$

Dividindo-se a equação (3.32) pela perda base P_J (em condições de carga nominal) obtém-se (3.33) (FUCHS, 2008).

$$P_{Cu-R} = 1 + P_{EC-R}, \quad (3.33)$$

onde: P_{Cu-R} perda em carga por unidade para condições nominais; P_{EC-R} perda por correntes parasitas nos enrolamentos por unidade sob condições nominais de carga linear;

Assim, o campo magnético de dispersão não senoidal produz a perda por corrente

parasita que é estimada em (3.34).

$$P_{ECn} = P_{EC-O} \times \sum_{n=1}^{n_{max}} \left(\frac{I_n}{I_N} \right)^2 n^2, \quad (3.34)$$

onde: P_{ECn} : é a perda (W) por correntes parasitas nos enrolamentos para condições não senoidais; P_{EC-O} perda (W) por correntes parasitas nos enrolamentos para a corrente medida na frequência nominal; “ n ” é a ordem harmônica; n_{max} é a maior ordem harmônica; I_n é a corrente *rms* de ordem n ; I_N é a corrente *rms* de carga não linear.

O valor *rms* da corrente de carga não senoidal é dado por:

$$I_N = \sqrt{\sum_{n=1}^{n_{max}} I_n^2}. \quad (3.35)$$

Substituindo (3.35) em (3.34) a P_{ECn} pode ser expressa em termos de correntes harmônicas (IEEE.STD.C57110, 2008):

$$P_{ECn} = P_{EC-O} \times \frac{\sum_{n=1}^{n_{max}} I_n^2 n^2}{\sum_{n=1}^{n_{max}} I_n^2}. \quad (3.36)$$

A Recomendação IEEE Std C57.110/D7 define um valor usado para determinar o fator de proporcionalidade aplicado às perdas por correntes parasitas nos enrolamentos ocasionadas por cargas não lineares, o fator de perdas harmônicas (F_{HL}). O valor usado determina a capacidade de um transformador suprir a potência da carga. O F_{HL} é a razão entre a P_{ECn} e P_{EC-O} . Esta definição é representada em (3.37).

$$F_{HL} = \frac{P_{ECn}}{P_{EC-O}} = \frac{\sum_{n=1}^{n_{max}} I_n^2 n^2}{\sum_{n=1}^{n_{max}} I_n^2}. \quad (3.37)$$

Também é possível calcular o F_{HL} em termos de correntes harmônicas normalizadas para a corrente *rms* total ou para a corrente fundamental de carga (IEEE.STD.C57110, 2008).

Há uma relação entre o F_{HL} e o $Fator_K$, apresentada em (3.38). O $Fator_K$ é designado como uma medida usada no projeto de transformadores suprindo cargas não lineares, e relaciona-se à redução da potência aparente no transformador provocada por correntes

harmônicas (FUCHS, 2008).

$$Fator_K = F_{HL} \times \frac{\sum_{n=1}^{n_{max}} I_n^2}{I_R^2}, \quad (3.38)$$

onde: I_R é a corrente *rms* fundamental sob frequência nominal e carga nominal.

Em Fuchs, Yildirim e Grady (2000) o cálculo das P_{EC} para uma dada frequência (f_n) depende de uma resistência adicional (R_{EC}) nos enrolamentos devido às correntes parasitas na frequência fundamental (f), como dado em (3.39):

$$P_{ECh} = I^2 R_{EC}(f_n/f), \quad (3.39)$$

onde: P_{ECh} representa as perdas por correntes parasitas nos enrolamentos a uma frequência harmônica; R_{EC} é uma resistência adicional devido às correntes parasitas na frequência nominal; f_h frequência harmônica; f frequência fundamental.

Vale destacar que o efeito do adicional nas perdas por correntes parasitas produzidas pelas correntes de cargas não lineares é gerar calor, o qual deve ser dissipado pelo transformador. Esta perda por correntes parasitas é uma das partes das perdas que mais afeta a eficiência do transformador. Isto é visto como o aspecto mais crítico e de interesse em relação ao aumento das perdas produzidas por correntes de cargas harmônicas. O aumento nas perdas por correntes parasitas é produzido nos condutores que transportam as correntes não senoidais. Tudo isto, implica em elevar ainda mais a temperatura nos pontos já quentes do transformador, a qual se torna um fator de maior limitação em um projeto de transformador (IEEE.STD.C57110, 2008).

3.5.3 Perdas suplementares nas demais partes do transformador

Reconhece-se que as perdas suplementares nas demais partes do transformador (P_{OSL}), que não nos enrolamentos, aumentam a uma taxa proporcional ao quadrado da corrente de carga. Entretanto, estas perdas não se elevarão a um ritmo proporcional ao quadrado da frequência, como nas perdas parasitas nos enrolamentos. Estudos demonstraram que as perdas relativas às correntes parasitas em barramentos, conexões e partes estruturais aumentam por um fator expoente harmônico de 0,8 ou menos. Por outro lado, com o aumento da frequência, a profundidade de penetração do fluxo disperso decresce. Os efeitos destas perdas também variam de acordo com o tipo do transformador. Por exemplo, o aumento da temperatura nessas partes geralmente não será crítico para transformadores do tipo seco. No entanto, essas perdas devem ser contabilizados nos transformadores a óleo, uma vez que contribuem para o aquecimento adicional do líquido isolante e os pontos mais quentes das partes estruturais. Uma relação similar entre o F_{HL} e a P_{ECn} existe para as perdas suplementares nas demais partes do transformador sob distorção

harmônica P_{OSLn} , e é determinada em (IEEE.STD.C57110, 2008):

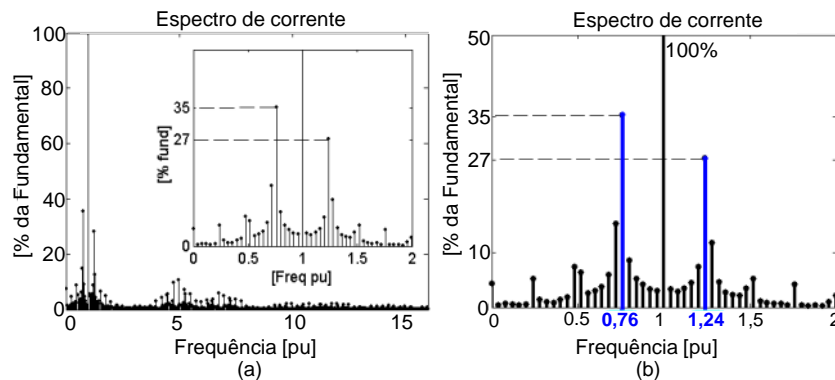
$$P_{OSLn} = P_{OSL-R} \times \sum_{n=1}^{n_{max}} \left(\frac{I_n}{I_R} \right)^2 n^{0,8}. \quad (3.40)$$

3.5.4 Considerações sobre perdas nos enrolamentos sob inter e sub-harmônicos

Do exposto acima, percebe-se que o impacto das cargas não lineares nos transformadores depende fortemente da natureza e do espectro harmônico provocado pela carga não linear, porém, a Recomendação IEEE Std C57.110 contempla apenas correntes harmônicas para o cálculo das perdas ocasionadas por este tipo de carga.

A investigação realizada em Martin et al. (2008) aponta que as correntes inter e sub-harmônicas provocam perdas adicionais no transformador. Uma vez que ao mensurar as perdas provocadas em transformadores alimentando cicloconversores considerando as harmônicas, a sub e inter-harmônicas mais relevantes (de ordens 0,76 e 1,24, respectivamente), presentes no espectro de frequência mostrado na Figura 3.13, atingiram valores maiores em 16% quando comparadas às perdas calculadas considerando-se apenas as correntes harmônicas. E adverte que normas atuais consideram apenas harmônicas para os cálculos de projeto de transformador para condições não senoidais, porém as componentes com frequências não múltiplas inteiras da frequência fundamental devem ser levadas em conta, do contrário o transformador mesmo dimensionado para suprir cargas harmônicas pode chegar à sobrecarga na presença de tais componentes, refletindo no sobreaquecimento. É importante destacar que esta investigação não contemplou um estudo térmico do transformador na presença dos harmônicos em questão.

Figura 3.13: (a) Espectro harmônico de corrente em relação a componente fundamental medido no secundário do transformador; (b) Magnitude das componentes sub e inter-harmônicas mais elevadas.



Fonte: Adaptada de Martin et al. (2008).

3.6 Condições térmicas de operação

O tipo de material isolante empregado na construção do transformador é um fator determinante na sua vida útil (IEEE.STD.C571201, 2015). O processo de envelhecimento deste material varia em função da temperatura no enrolamento, uma vez que o envelhecimento acelera com o aumento da temperatura. Estes fatos evidenciam a importância de uma análise precisa do comportamento das temperaturas de suas partes estruturais, principalmente das temperaturas dos pontos quentes. A elevação de temperatura no enrolamento é definida essencialmente em virtude das perdas (IEEE.STD.C57134, 2014).

A temperatura do enrolamento não deve ultrapassar um dado valor correspondente à classe do material isolante empregado.

3.6.1 *Influência da temperatura sobre sistemas isolantes*

As classes de isolamento utilizadas em transformadores, e os respectivos limites de temperatura, segundo as Normas Brasileiras 10295 (1988) e 7034 (1981), constam na Tabela 3.1, bem como os diversos tipos de isolantes, sua classificação e valores de temperatura máxima que podem suportar em condições normais de operação durante sua vida útil. Os vários materiais empregados para a isolação dos condutores que formam os enrolamentos dos transformadores, são classificados de tal forma que o limite de temperatura garante a integridade do sistema isolante, mantendo suas características físicas, químicas e elétricas.

Com a finalidade de maior compreensão sobre o tema discutido, o gráfico da Figura 3.14 apresenta as classes de isolamento com suas respectivas elevações médias de temperatura, além dos acréscimos necessários para se avaliar a temperatura no ponto mais quente. Quanto à temperatura ambiente, quando não se têm maiores informações do local de instalação do transformador, tal valor é assumido como sendo 40°C.

O material usado como isolante do transformador geralmente se enquadra na classe de isolamento F, na qual se enquadra o transformador a seco em foco nesta dissertação. Pode-se afirmar que a temperatura média que a isolação do enrolamento suporta sem que suas características dielétricas sejam alteradas é da ordem de 140°C (considerando-se a temperatura ambiente máxima igual a 40°C e a temperatura média de qualquer período de 24 horas inferior a 30°C. Para uma estimativa da temperatura do ponto mais quente, deve-se acrescentar 15°C, obtendo-se 155°C (IEEE.STD.C571201, 2015).

Ressalta-se que as classes de isolamento cogitam apenas transformadores com tensões de alimentação senoidais e equilibradas, carregamento nominal e senoidal.

A elevação de temperatura nos enrolamentos do transformador é o fator mais impor-

Tabela 3.1: Classes de temperatura dos materiais isolantes elétricos utilizados em máquinas, equipamentos e aparelhos elétricos.

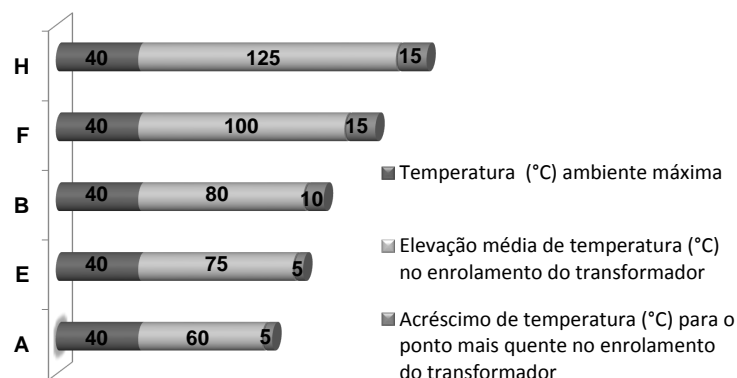
Classe de Isolamento	Tipo de Isolante	Temperatura Final (°C) Característica **
Y*	*Materiais fibrosos a base de celulose ou seda, não imersos em líquidos isolantes;	90
A*	*Materiais fibrosos a base de celulose ou seda impregnadas com líquidos isolantes;	105
E*	*Fibras orgânicas sintéticas e outros;	120
B	Materiais à base de poliéster e polimídicos aglutinados com materiais orgânicos ou impregnados com estes;	130
F	Materiais à base de mica, amianto e fibra de vidro aglutinado com materiais sintéticos, usualmente silicões, poliésteres ou epóxi;	155
H	Materiais à base de mica, amianto e fibra de vidro aglutinado com materiais sintéticos, usualmente silicões, poliésteres ou epóxi;	180
C	Mica, vidro, cerâmica e quartzo sem aglutinante.	>180

* Estes tipos de materiais não são utilizados atualmente;

** Como temperatura característica entende-se o limite absoluto superior de temperatura na qual a isolação pode desempenhar por um período suficientemente longo sua função precípua.

Fonte: Adaptada de NBR 7034 (1981).

Figura 3.14: Elevações de temperatura máxima de acordo com a classe de isolamento.



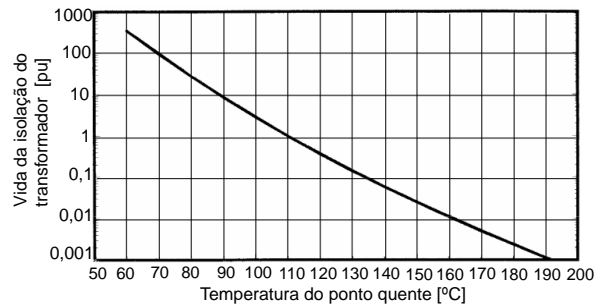
Fonte: Elaborada pelo autor.

tante para determinar as condições operacionais de carregamento aceitáveis que este pode ser submetido. Condições não senoidais de operação implicam em maiores chances de os enrolamentos atingirem temperaturas proibitivas que ocasionam na sua isolação: fissuras, amolecimento, carbonização e outras modificações na matéria-prima do material isolante provocando perda no poder de isolação.

3.6.2 Estimativa da redução de vida útil do transformador sob condições não senoidais

A curva de vida da isolação do transformador por unidade (“curva de Arrhenius”) exemplificada na Figura 3.15 relaciona a vida da isolação do transformador à temperatura do ponto quente no enrolamento, sendo 110°C a temperatura de referência neste exemplo (IEEE.STD.C5791, 2011).

Figura 3.15: Elevações de temperatura máxima de acordo com a classe de isolamento.



Fonte: Adaptada de IEEE Std 57.91 (2011).

A partir da equação (3.41), conhecendo-se dois pontos quaisquer pertencentes à “curva de Arrhenius”, com suas respectivas temperaturas, é possível, portanto, estimar a redução da vida útil do material isolante em uma determinada condição operacional em função de parâmetros associados às condições nominais de operação do equipamento (IEEE.STD.C5791, 2011).

$$E_{Vu} = (E_{VuN}) e^{-\left(\frac{E}{K_{Vu}}\right) \left(\frac{\Delta\Theta}{\Theta_N(\Theta_N + \Delta\Theta)}\right)}, \quad (3.41)$$

onde: E_{Vu} é o tempo de vida útil do transformador para $\Theta = \Theta_N + \Delta\Theta$; E_{VuN} é o tempo de vida útil nominal do transformador para $\Theta = \Theta_N$; $\Delta\Theta$ acréscimo de temperatura em relação a Θ_N em graus °C; Θ_N é a temperatura nominal do transformador em graus Kelvin.

Existe a necessidade de conhecimento da vida útil nominal, da classe de isolamento do transformador e, da temperatura da isolação do enrolamento do transformador na condição operacional que se deseja analisar a fim de ser possível calcular E_{Vu} (CAMARGO, 2005).

A temperatura ambiente é um fator determinante na avaliação da expectativa de vida de um transformador, já que as elevações de temperatura para qualquer condição operacional devem ser somadas à temperatura ambiente a fim de se determinar as temperaturas de operação dos transformadores. A temperatura ambiente geralmente adotada nas avaliações e testes em transformadores é igual a 30°C e a vida útil para transformadores de distribuição é aproximadamente de 20 anos (IEEE.STD.C5791, 2011)(IEEE.STD.C571291, 2012).

3.7 Considerações finais

A utilização do transformador a seco facilita a obtenção do espectro térmico de suas partes ativas mediante condições não senoidais de operação.

As perdas ativas adicionais no transformador suprindo cargas não lineares repercutem principalmente em maior aquecimento do transformador, visto que uma maior concentração de perdas por correntes parasitas por efeito pelicular e proximidade refletem em temperaturas ainda mais elevadas dos pontos quentes nos enrolamentos. Ademais, dependendo do tipo e do conteúdo harmônico presente existe a possibilidade de saturação do núcleo magnético.

O aquecimento ao qual o isolamento dos enrolamentos do transformador é submetido torna-se o fator determinante na vida útil do equipamento, portanto, isto requer atenção para a determinação da elevação de temperatura infligida pelo seu carregamento.

De acordo com o fator de perdas harmônicas e as perdas nos enrolamentos para condição senoidais de operação do transformador, a recomendação IEEE Std C57.110 determina o carregamento máximo que a carga não linear deve demandar do transformador. Entretanto, na metodologia de cálculo do fator de perdas harmônicas a recomendação não considera, se houver no espectro de frequência da carga, os harmônicos com frequências não múltiplas inteiras da fundamental. É importante investigar a relação não só das harmônicas como também de inter-harmônicas e/ou subharmônicas com o aspecto das perdas, reportando-se ao impacto térmico causado em transformadores.

4 SIMULAÇÕES TÉRMICAS DO TRANSFORMADOR A SECO

Os fenômenos térmicos estão entre os fatores mais importantes que condicionam o projeto e o desempenho das máquinas elétricas. A análise térmica do transformador a seco é particularmente importante. No entanto, a complexidade e a dificuldade de teste limitam a pesquisa sobre seus problemas térmicos (NING; DING, 2012).

Surge, portanto, neste trabalho, a necessidade de se estudar alternativas que contemplem o projeto de transformadores, com o intuito de se desenvolver métodos que possibilitem antecipar informações sobre seu comportamento térmico, especialmente quando na presença de harmônicos.

O simulador COMSOL *Multiphysics* é uma ferramenta computacional, cuja abordagem e avançadas capacidades permitem modelar virtualmente diversos sistemas. Proporciona, dentre outras aplicações, a estimação de temperaturas de produtos e processos. Este *software* será utilizado com o intuito de prever o efeito térmico no transformador sob condições senoidais e não senoidais de operação.

4.1 Uso do simulador COMSOL *Multiphysics*

A preparação de um modelo 3D de simulação térmica é um processo de várias etapas de importação e edição de geometria CAD (sigla em inglês de *Computer Aided Design*), conexão e mescla de componentes, edição de propriedades de material, definição de condições de limites e exportação para o formato de dados do algoritmo solucionador (*solver*) apropriado à malha gerada para o modelo. Isto revela-se pouco prático para geometrias complexas como a de um transformador e por vezes difícil de obter resultados devido aos recursos computacionais que exige.

Em janeiro de 2015, os leitores da revista NASA *Tech Briefs* (NTB) foram convidados a escolher dentre os doze melhores produtos eleitos durante o ano de 2014 o que os engenheiros de projetos acreditam que irão ajudá-los a fazer seu trabalho melhor e de forma mais eficiente. O COMSOL *Multiphysics* versão 5.0 foi então nomeado o produto do ano 2014 como o produto de maior relevância introduzido para a comunidade de engenharia (COMSOL, Disponível em: <<https://www.comsol.eu/blogs/comsol-multiphysics-wins-2014-product-of-the-year-award/>>. Acesso em: 30 mar. 2015.). A revista mensal apresenta reportagens e artigos exclusivos sobre inovações tecnológicas e comercialmente significativas desenvolvidas pela NASA (sigla em inglês de *National Aeronautics and Space Administration*) e seus parceiros da indústria, a fim de serem aplicadas para desenvolver novos produtos ou melhorá-los, e resolver problemas de engenharia.

Pretendendo-se simular e identificar as variações de temperatura do transformador a seco para diferentes condições de distorção harmônica, optou-se por utilizar o COMSOL *Multiphysics* a fim de se desenvolver um modelo 3D que emulasse o transformador trifásico a seco real. Além da possibilidade de uma edição 3D do modelo com físicas acopladas, esta ferramenta computacional disponibiliza um módulo chamado *Heat Transfer Module*, o qual ajuda a investigar os efeitos de aquecimento e resfriamento em dispositivos, componentes ou processos. O módulo oferece ferramentas de simulação para estudar mecanismos de transferência de calor - condução, convecção e radiação - frequentemente em conjunto com outras físicas, como mecânica estrutural, dinâmica dos fluidos, eletromagnetismo e reações químicas. Logo, o *Heat Transfer Module* atua como uma plataforma para todas as aplicações possíveis onde a geração, absorção ou transferência de calor ou energia sejam o foco do processo estudado, ou contribuam significativamente para o estudo (COMSOL, Disponível em: <<http://br.comsol.com/heat-transfer-module>>. Acesso em: 5 abr. 2015.).

O *Heat Transfer Module* possui um banco interno de dados de materiais que contém as propriedades de diversos sólidos, fluidos e gases, o que inclui muitos dos dados termodinâmicos necessários para uma análise precisa. Eles incluem condutividade térmica, capacidade térmica e densidade. Também suporta a importação de dados termodinâmicos ou de outros dados de materiais a partir do Excel e do MATLAB e a conexão com bancos de dados de termodinâmica externos através do padrão de interface CAPE-OPEN (*Computer-Aided Process Engineering-Open Simulation Environment*). Inclui interfaces prontas, conhecidas como interfaces físicas, configuradas para receber entradas de modelo pela interface gráfica do usuário. Como ocorre com todas as interfaces físicas do COMSOL, é possível manipular as equações para proporcionar flexibilidade para modificar mecanismos de transferência, definir fontes de calor específicas ou acoplar outras físicas (COMSOL, Disponível em: <<http://br.comsol.com/heat-transfer-module>>. Acesso em: 5 abr. 2015.).

As interfaces físicas deste módulo são: *Heat Transfer in Solids*, *Heat Transfer in Fluids*, *Heat Transfer in Porous Media*, *Bioheat Transfer*, *Heat Transfer in Thin Shells*, *Heat Transfer in Thin Shells, Radiation*, e *Electromagnetic Heating*. Após avaliações feitas entre a física *Heat Transfer in Solids* e *Electromagnetic Heating*, as mais apropriadas para o estudo em questão, a primeira delas foi a física adotada para a simulação térmica do transformador em estudo, pois proporcionou funcionalidades apropriadas exigindo menor esforço computacional. A respectiva física realiza o estudo térmico no estado estacionário, de forma a resultar o espectro das máximas temperaturas distribuídas na superfície das partes ativas do transformador.

O módulo aludido é uma excelente ferramenta dedicada a simular efeitos térmicos em seus processos de fabricação e projetos de produto. Independentemente de em quais físicas se trabalha dentro de uma aplicação específica, o fluxo de trabalho é uniforme e direto, e ocorre basicamente de acordo com o seguinte (COMSOL, Disponível em: <<http://br.comsol.com/heat-transfer-module>>).

transfer-module>. Acesso em: 5 abr. 2015.):

- Importar ou desenhar a geometria do dispositivo ou sistema em questão;
- Selecionar dados ou relações de materiais a partir dos mesmos arquivos usando propriedades constantes ou que dependem da temperatura;
- Decidir a melhor descrição da transferência de calor de seu sistema a partir de uma gama de interfaces sob medida que podem ou não depender de outras físicas acopladas a seu sistema;
- Incluir quaisquer outros efeitos físicos acoplados aos efeitos da transferência de calor;
- Definir condições e restrições nos contornos de seu sistema;
- Criar a malha de seu sistema e, em seguida, usar essa malha ou malhas derivadas desta em diferentes simulações;
- Executar os processos de resolução, com um método de resolução e configurações adequados para a análise sendo realizada;
- Processar e visualizar os resultados nos gráficos e figuras ainda que eles sejam de simulações diferentes.

O modelo 3D do transformador desenvolvido no COMSOL simula o equipamento mostrado na Figura 4.1, cujos dados encontram-se descritos na Tabela 4.1.

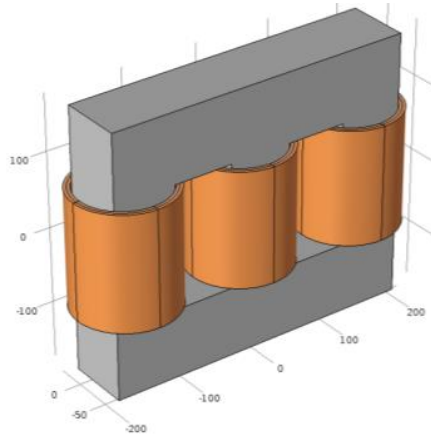
Figura 4.1: Transformador a seco trifásico utilizado no estudo.



Fonte: Elaborada pelo autor.

O primeiro passo no desenvolvimento do modelo 3D do transformador, ilustrado na Figura 4.2, envolve a criação de um modelo CAD e especificação das propriedades elétricas e magnéticas dos materiais que constituem o transformador, as quais já constam na base de dados de materiais incluída no *AC/DC Module*. A base de dados, por exemplo, contém curvas BH e curvas HB possibilitando que as propriedades do material possam ser usadas na formulação de campos magnéticos.

Figura 4.2: Modelo 3D do transformador trifásico a seco desenvolvido no COMSOL *Multiphysics*.



Fonte: Adaptada de COMSOL *Multiphysics*.

Primeiramente o modelo de simulação utiliza a interface física *Magnetic Fields* e consecutivamente a física *Electrical Circuit*, ambas pertencentes ao *AC/DC Module*, o qual, entre outras aplicações, permite análise detalhada de máquinas elétricas, inclusive simular campos elétricos, magnéticos e eletromagnéticos.

O *AC/DC Module* permite que os efeitos físicos influenciem no modelo virtual, devido ao acoplamento das físicas, e tanto os meios elétricos quanto meios magnéticos podem incluir não linearidades, ou mesmo ser descritos por equações dadas implicitamente. Internamente, formula e soluciona as equações de Maxwell junto com as propriedades de materiais e as condições de contorno. As equações são resolvidas usando o método dos elementos finitos com discretização numericamente estável nos elementos de borda em conjunto com *solvers* (COMSOL, Disponível em: <<http://br.comsol.com/heat-transfer-module>>. Acesso em: 5 abr. 2015.).

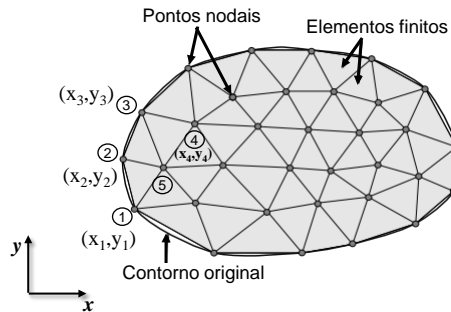
4.1.1 Método dos Elementos Finitos

O COMSOL *Multiphysics* implementa e resolve modelos usando avançados métodos de análise numérica, mas a ênfase do simulador está no método de elementos finitos (COMSOL, Disponível em: <<https://br.comsol.com/comsol-multiphysics>>. Acesso em: 15 out. 2015.).

O Método dos Elementos Finitos (MEF) consiste em um método numérico para análise de diversos fenômenos físicos que ocorrem em meios contínuos, e que são descritos através de equações diferenciais parciais, com determinadas condições de contorno, e possivelmente com condições iniciais. A idéia principal do MEF consiste em se dividir o domínio (meio contínuo) do problema em subdomínios de geometria simples, conforme esquematizado na Figura 4.3, onde usualmente, tenta-se resolver um problema complexo, subdividindo-o em uma série de

problemas mais simples (SOUZA, 2003).

Figura 4.3: Malha de elementos finitos.

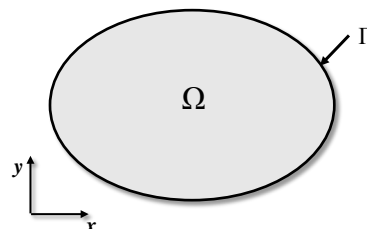


Fonte: Adaptada de Souza (2003).

Os subdomínios apresentam dimensões finitas (elementos finitos), em contraste com os elementos infinitesimais utilizados no cálculo diferencial e integral. Os elementos finitos utilizados na discretização (subdivisão) do domínio do problema são conectados entre si através de determinados pontos, denominados nós ou pontos nodais, conforme indicados na Figura 4.3. Ao conjunto de elementos finitos e pontos nodais, dá-se, usualmente o nome de malha de elementos finitos. Estes elementos apresentam formas geométricas diversas (por exemplo, triangular, quadrilateral, cúbico, etc) em função do tipo e da dimensão do problema (se uni, bi, ou tridimensional).

No MEF o domínio, Ω , é dividido em subdomínios, Ω^e , os quais estão ligados entre si através de um número finito de pontos da sua fronteira ou contorno, Γ , conforme ilustrado na Figura 4.4.

Figura 4.4: Corpo bidimensional com domínio Ω e contorno Γ , com referência a um sistema de coordenadas cartesianas (x,y) .



Fonte: Adaptada de Real (1988).

Uma aproximação \hat{u} , no interior de cada elemento é obtida por interpolação das variáveis nodais a_j do elemento, através de funções de forma N_j (REAL, 1988):

$$u^e \cong \hat{u}^e = \sum_{j=1}^m N_j^e a_j^e, \text{ em } \Omega^e, \quad (4.1)$$

onde: m é o número de nós do elemento.

Se as funções de forma N_j forem definidas de modo a assumirem o valor unitário no nó j e zero em todos os nós restantes do elemento, então:

$$u^e \cong \hat{u}^e = \sum_{j=1}^m N_j^e u_j^e, \text{ em } \Omega^e, \quad (4.2)$$

onde: u_j^e corresponde ao valor da função u no nó j .

Somando-se as contribuições de cada elemento tem-se que:

$$\Omega = \sum_{j=1}^E \Omega^e, \quad (4.3)$$

$$\Gamma = \sum_{j=1}^F \Gamma^e. \quad (4.4)$$

Ferramentas de criação de malha automáticas e semiautomáticas estão disponíveis no COMSOL *Multiphysics*. O algoritmo padrão é a criação de malha tetraédrica para física térmica, cujos elementos finitos assemelham-se aos subdomínios triangulares. A abordagem exclusiva do *software* separa o formato geométrico dos elementos finitos das "funções de forma dos elementos finitos". Isso oferece flexibilidade máxima, e o formato geométrico suporta funções de forma de primeira ordem, segunda, terceira e, em alguns casos, de ordens maiores correspondentes a elementos finitos tradicionais lineares, quadráticos ou cúbicos, respectivamente. As físicas utilizam elementos finitos de Lagrange, também conhecidos como elementos finitos de base nodal isoparamétricos (COMSOL, Disponível em: <<https://br.comsol.com/comsol-multiphysics>>. Acesso em: 15 out. 2015.).

O conceito de elementos finitos isoparamétricos significa que as coordenadas de um ponto genérico do elemento são obtidas por interpolação das suas coordenadas nodais, utilizando-se para funções de interpolação as mesmas funções de forma utilizadas na aproximação da função u . A ideia principal consiste em notar que um elemento Ω^e , nas coordenadas do espaço a que ele pertence (coordenadas globais), pode ser considerado como a imagem de um elemento de referência $\hat{\Omega}$, mediante uma certa transformação de coordenadas (REAL, 1988).

Para a resolução do sistema de equações do problema, o *software* pode utilizar algoritmos diretos e iterativos. Estes últimos são mais recomendados na solução de problemas tridimensionais. Utilizam algoritmos baseados no método do gradiente conjugado e o método de Jacobi como meio de aceleração da convergência da solução (COELHO, 2015).

A precisão do método depende da quantidade de nós e elementos, e do tamanho e tipo dos elementos presentes na malha. Um dos aspectos mais importantes do MEF diz respeito a sua convergência. Embora trata-se de um método aproximado, pode-se demonstrar que em uma

malha consistente, a medida que o tamanho dos elementos finitos tende a zero, e consequentemente, a quantidade de nós tende a infinito, a solução obtida converge para a solução exata do problema. Ou seja, quanto menor for o tamanho e maior for o número de elementos em uma determinada malha, mais precisos serão os resultados da análise (SOUZA, 2003).

A exemplo, em um meio bidimensional e em regime estacionário, considerando-se a imposição de temperatura e de fluxo de calor como condições de contorno para o problema de condução de calor, como representado na Figura 4.5), as equações que governam o problema, na forma forte, são resumidamente (SOUZA, 2003):

1. Equação que governa o problema:

$$-\nabla^T \mathbf{q}(T) + Q = 0, \text{ em } \Omega. \quad (4.5)$$

2. Relação constitutiva do meio:

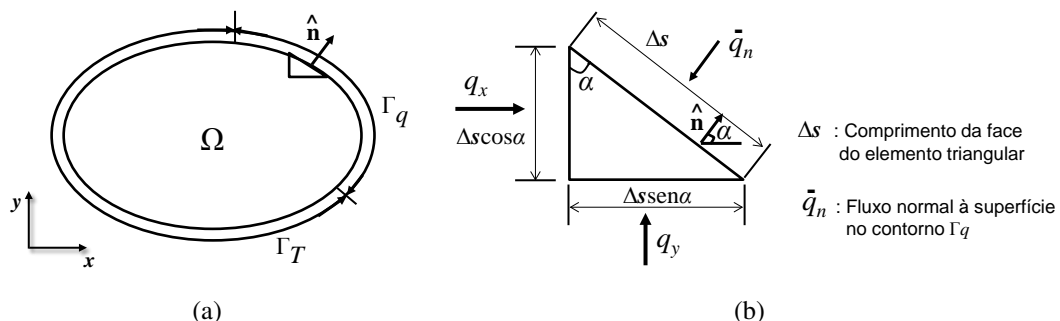
$$\mathbf{q}(T) = -\mathbf{C}_t \nabla^T, \text{ em } \Omega. \quad (4.6)$$

3. Condições de contorno:

$$T = \bar{T}, \text{ em } \Gamma_T, -\mathbf{q}^T \hat{\mathbf{n}} = \bar{q}_n, \text{ em } \Gamma_q. \quad (4.7)$$

onde: T é a temperatura; $\mathbf{q}(T)$ é o fluxo de calor por condução; Q é a fonte de calor; \mathbf{C}_t é a condutividade térmica do material; $\mathbf{q}^T \hat{\mathbf{n}}$ é o fluxo de calor normal à superfície no contorno Γ_q .

Figura 4.5: Equilíbrio de fluxo de calor no contorno. a) Corpo com detalhe do elemento infinitesimal no contorno; b) fluxos de calor no elemento infinitesimal.



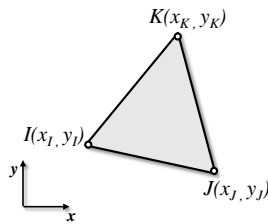
Fonte: Adaptada de Souza (2003).

O problema de condução de calor consiste em se resolver a equação diferencial parcial (4.5), considerando a relação constitutiva (4.6) do material, e satisfazendo as condições de

contorno (4.7). Estas equações são expressas na forma forte, significando que devem ser satisfeitas pontualmente, ou seja, para qualquer ponto (x, y) do meio. A obtenção da forma fraca das equações que governa o problema baseia-se no estabelecimento de equações integrais sobre o domínio Ω e o contorno Γ do corpo, referentes à satisfação destas equações em um sentido "médio" (ao contrário do sentido restrito pontual da forma forte).

No problema de transferência de calor, quando se utiliza o MEF, as incógnitas principais do problema são as temperaturas nodais. A partir dos valores das temperaturas nos nós de um elemento é possível determinar o valor do campo de temperatura em um ponto qualquer no interior do elemento, realizando-se uma interpolação dos valores nodais. Admitindo-se que o problema apresenta uma malha de elementos finitos triangulares com interpolação linear, a Figura 4.6 mostra os três nós I, J, C posicionados nos vértices do triângulo que representa um destes elementos.

Figura 4.6: Elemento finito triangular linear, com referência ao sistema de eixos cartesianos.



Fonte: Adaptada de (SOUZA, 2003).

Na Figura 4.6 estão indicadas as coordenadas (x_I, y_I) , (x_J, y_J) e (x_K, y_K) , dos nós I, J , e K , respectivamente, do elemento triangular. Estas coordenadas são fornecidas como dados de entrada do problema.

O comportamento de um elemento é praticamente definido pelo número e posicionamento dos nós, e pelo número de graus de liberdade por nó. O mesmo elemento finito (com a mesma forma e mesmo número de nós), como por exemplo, o elemento triangular de três nós pode ser utilizado com diferentes graus de liberdade, dependendo da dimensão e tipo do problema em questão. Por um outro lado, no problema de condução de calor, por exemplo, embora não se estuda o movimento de partículas, utiliza-se comumente o termo "grau de liberdade" para fazer referência à incógnita principal do problema, qual seja o valor do campo de temperatura nos nós da malha (SOUZA, 2003).

O elemento triangular linear, quando utilizado em problemas de condução de calor, possui um grau de liberdade por nó, totalizando três graus de liberdade, quais sejam os valores T_I , T_J , e T_C . Estes graus de liberdade correspondem ao valor do campo de temperatura avaliado nos nós I, J , e C do elemento. Estes graus de liberdade são armazenados no vetor de

temperaturas nodais \mathbf{T}^e do elemento, conforme (4.8)

$$\mathbf{T}^e = \begin{bmatrix} T_I \\ T_J \\ T_C \end{bmatrix}. \quad (4.8)$$

Um resumo das etapas de análise do problema de condução de calor aplicando o MEF, segundo Souza (2003), encontra-se no anexo nesta dissertação.

4.1.2 Modelagem térmica do transformador

Como já mencionado, o modelo térmico desenvolvido no simulador COMSOL *Multiphysics* foi concebido utilizando a física *Heat Transfer*, a qual aplica as equações segundo Incropera e DeWitt (2002).

O calor gerado nas partes internas do transformador se transfere pelo processo da condução. Nas extremidades, o calor é dissipado pelos processos de convecção e irradiação. A equação que governa a difusão de calor em um regime estacionário é:

$$C_t \nabla^2 T + Q = 0, \quad (4.9)$$

onde: C_t é a condutividade térmica do material; T é a temperatura; Q é a fonte de calor.

Na modelagem térmica, foram consideradas as perdas no núcleo, e as perdas nos enrolamentos do transformador, calculadas, respectivamente em (3.28) e (3.30), como as fontes de calor.

O aumento de temperatura no núcleo de chapas de aço-silício empilhados é dado (NING; DING, 2012):

$$T_N = r(q_N)^d, \quad (4.10)$$

$$q_N = \left(\frac{P_N}{S_N} \right), \quad (4.11)$$

onde: T_N é a elevação de temperatura no núcleo; q_N é a fonte de calor no núcleo; r e d são coeficientes empíricos assumidos, respectivamente, com valores de 0,36 e 0,8 para núcleos de chapas aço-silício; P_N são as perdas no núcleo; S_N é a área de radiação eficaz do núcleo.

Enquanto que o aumento de temperatura nos enrolamentos, é dado a seguir (NING; DING, 2012):

$$T_E = r(q_E)^d = r \left(\frac{P_C}{S_E} \right), \quad (4.12)$$

onde: T_E é a elevação de temperatura nos enrolamentos; q_E é a fonte de calor nos enrolamentos; P_{Cu} são as perdas nos enrolamentos; S_E é a área eficaz de resfriamento dos enrolamentos;

De um modo geral, a física *Heat Transfer in Solids* obedece o princípio de cálculo para o efeito térmico no transformador conforme (COMSOL, 2015):

$$\rho C_p u \cdot \nabla T = \nabla \cdot (C_t \nabla T) + Q, \quad (4.13)$$

onde: ρ é a densidade do material; C_p é a capacidade térmica do material; Q é a fonte de calor em W/m^3 .

A interface entre o sólido e o ar circundante, ou seja, a interação do fluido com o material que constitui o transformador foi modelada pela lei de Newton de resfriamento, como segue:

$$\vec{q} = C_{tc}(T_S - T_\infty), \quad (4.14)$$

onde: C_{tc} é o coeficiente de transferência de calor; T_S é temperatura da superfície; T_∞ é a temperatura do fluido.

Por meio do coeficiente de transferência de calor por convecção, C_{tc} , é possível simular o comportamento do fluido ao redor do transformador. Pois o valor deste coeficiente está relacionado ao comportamento e características do fluido, e ao tipo de escoamento. No entanto, não se tem uma expressão analítica para o C_{tc} , ou seja, tem-se apenas um valor médio. Para calcular o valor médio do C_{tc} , deve-se primeiro calcular o número de Nusselt, \overline{Nu}_L , o qual é a razão entre o calor convectivo e o calor condutivo. As equações a seguir relacionam o \overline{Nu}_L com os tipos de escoamento que se pode encontrar no transformador. O escoamento em uma placa vertical do núcleo e bobinas é encontrado através de (INCROPERA; DEWITT, 2002):

$$\overline{Nu}_L \approx \left[0,825 + \frac{0,387(R\alpha_L)^{\frac{1}{6}}}{\left[1 + \left(\frac{0,492}{Pr} \right)^{\frac{9}{16}} \right]^{\frac{8}{27}}} \right]^2, \quad (4.15)$$

$$R\alpha_L = \frac{g\beta(T_S - T_\infty)L^3}{\nu\alpha}, \quad (4.16)$$

$$Pr = \frac{\nu}{\alpha}, \quad (4.17)$$

onde: $R\alpha_L$ é o Número de Rayleigh; Pr é o Número de Prandtl; g é a aceleração da gravidade; β coeficiente de expansão térmica; L é o comprimento da placa de geometria do modelo; ν é a viscosidade cinemática; α é a difusão térmica.

O escoamento em uma placa horizontal superior e inferior são dados respectivamente

a seguir:

$$\overline{Nu}_L = 0,15R\alpha_L^{\frac{1}{3}}, \quad (4.18)$$

$$\overline{Nu}_L = 0,27R\alpha_L^{\frac{1}{4}}. \quad (4.19)$$

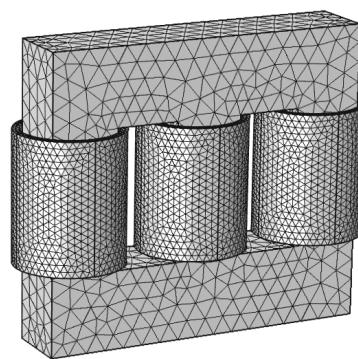
Onde o valor de C_{tc} é proporcional ao valor do \overline{Nu}_L e é determinado por:

$$\overline{C}_{tc} = \frac{C_t \overline{Nu}_L}{L}. \quad (4.20)$$

É importante ressaltar que a física utilizada para o modelo térmico permite simular não somente o ar isolante, como também o óleo para o caso de transformadores com este tipo de aferrecimento.

A geração de malha para o modelo 3D do transformador é relativamente complexa, pois requer gerar múltiplas malhas específicas para bobinas e núcleo. Como a dimensão do tamanho da malha também determina a precisão dos resultados de simulação, os cálculos com malha mais fina implicam em resultados mais precisos, mas também demandam maior processamento computacional (NING; DING, 2012). Com o intuito de preservar o cálculo o mais preciso possível sem exceder a capacidade de memória do computador, de acordo com a estrutura do transformador, definiu-se separadamente diferentes tamanhos de malhas para núcleo e para os enrolamentos, conforme pode se observar na Figura 4.7, optando-se por uma malha mais refinada para as bobinas em comparação com a malha para o núcleo.

Figura 4.7: Malha do modelo 3D do transformador trifásico a seco no COMSOL Multiphysics.



Fonte: Adaptada de COMSOL *Multiphysics*.

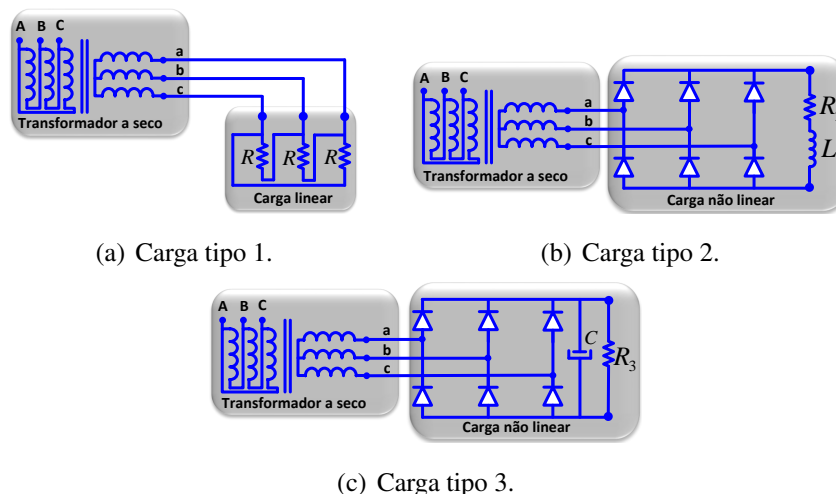
4.2 Definição dos cenários

A partir de agora, as seções que seguem serão dedicadas ao estudo no qual quatro cenários diferentes de tensão de alimentação foram impostos ao transformador a seco trifásico:

tensão senoidal, tensão com harmônicas de 3^a, 5^a, e 7^a ordens, tensão com sub-harmônica na frequência de 30 Hz e distorção de 10%, (presente no espectro harmônico de equipamentos tais como cicloconversores), e tensão com inter-harmônica na frequência de 312 Hz e distorção de 20% (esta frequência enquadra-se no intervalo de 300Hz a 500Hz, componentes próximas da 5^a e 7^a harmônicas, mais frequentes nas redes de distribuição). Três tipos de cargas a serem supridas pelo transformador foram adotadas em cada cenários: uma carga linear e as demais não lineares. Cada uma delas com potência trifásica de 3,2 kVA e tensão trifásica de alimentação de 220 V, esquematizadas nas Figuras 4.8. Esta potência foi determinada devido à limitação da bancada experimental. Doze estudos de caso, portanto, foram propostos com vistas a avaliação do espectro térmico do transformador na presença e ausência de harmônicos, bem como validação do modelo proposto, realizando-se vários ensaios no transformador de modo a ser possível validar o modelo e caracterizar o erro.

Vale mencionar que a diversidade de estudos de caso vem complementar estudos térmicos com transformador submetido à distorções harmônicas, dos quais os estudos de caso aludidos na revisão bibliográfica desta dissertação não chegam a exceder cinco diferentes condições de distorção harmônica submetidas. Ademais, destaca-se a originalidade dos cenários deste trabalho nos quais o transformador é submetido a inter e sub-harmônicos.

Figura 4.8: Transformador a seco trifásico suprindo (a) uma carga resistiva, (b) um retificador trifásico ponte completa com filtro RL, (c) um retificador trifásico ponte completa com filtro RC.



Fonte: Elaborada pelo autor.

A Tabela 4.1 contém os dados de placa do transformador e parâmetros das cargas tipo 1, 2 e 3.

Com o modelo 3D desenvolvido, os estudos de caso foram simulados para investigar o impacto causado no aquecimento do transformador em condições senoidais e não senoidais. Foram realizados ensaios correspondentes a cada estudo de caso, a fim de se obter e forne-

Tabela 4.1: Dados de placa do transformador trifásico a seco e parâmetros das cargas.

Parâmetros	Valores
Transformador	
Potência trifásica	10 <i>kVA</i>
Tensão trifásica	380–220 V – ΔY
Frequência	60 <i>Hz</i>
Classe de temperatura	F
Ventilação	AN
Cargas	
Potência trifásica	3,2 <i>kVA</i>
Resistência - <i>R</i>	15 Ω
Resistência - <i>R</i> ₂	15 Ω
Resistência - <i>R</i> ₃	15 Ω
Indutância - <i>L</i>	800 <i>mH</i>
Capacitância - <i>C</i>	4,400 μF

Fonte: Elaborada pelo autor.

cer à simulação os dados empregados na determinação das perdas no transformador. As características das condições impostas estão descritas na Tabela 4.2, e a Figura 4.9 representa a variação da resistência no enrolamento secundário do transformador a seco em função da frequência.

Tabela 4.2: Dados e características básicas dos estudos de caso utilizados nas simulações.

Cenário	Estudo de caso	Tipo de carga	THD de tensão [%]	THD de corrente [%]
1: Tensão de alimentação senoidal	1	1	0,5	1,17
	2	2	5,50	26,62
	3	3	7,11	43,98
2: Tensão de alimentação com 3 ^a , 5 ^a e 7 ^a harmônicas	4	1	7,21	7,52
	5	2	7,31	27,61
	6	3	8,77	44,29
3: Tensão de alimentação com sub-harmônico	7	1	0,66	1,458
	8	2	4,39	24,2
	9	3	5,54	39,03
4: Tensão de alimentação com inter-harmônico	10	1	3,12	3,27
	11	2	6,18	24,73
	12	3	6,96	45,09

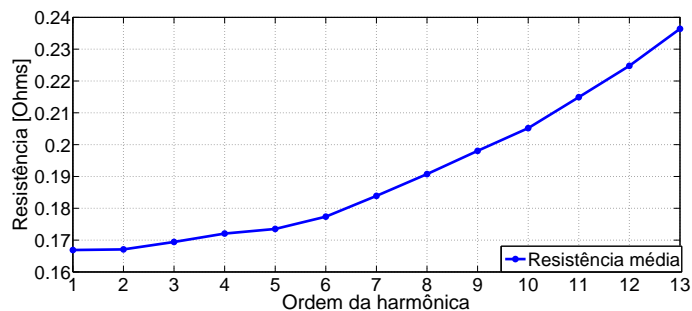
Fonte: Elaborada pelo autor.

4.2.1 Cenário 1: Alimentação senoidal

O cenário 1 engloba os três estudos de caso preliminares, nos quais o transformador com tensão de alimentação senoidal supre individualmente as cargas tipo 1, 2 e 3.

O estudo de caso 1 avalia o desempenho térmico do transformador operando com

Figura 4.9: Variação da resistência dos enrolamentos do transformador a seco em função da ordem harmônica.



Fonte: Elaborada pelo autor.

tensão de alimentação senoidal e suprindo a carga tipo 1 (condição linear de operação). Considerou-se, portanto, o ponto mais quente atingido nos enrolamentos e no núcleo do transformador, como as temperaturas de referência para efeito de comparação sobre a elevação de temperatura no mesmo na presença de harmônicos.

4.2.1.1 Resultados de simulações térmicas: Estudos de caso 1, 2, e 3

Os estudos computacionais forneceram a elevação da temperatura na superfície dos enrolamentos e do núcleo. A temperatura inicial de simulação para o transformador foi de 26°C. Após o término da simulação, os resultados para o estudo de caso 1 apresentaram os seguintes aspectos: nos pontos mais quentes dos enrolamentos, a temperatura alcançou 71,82°C, e a temperatura do núcleo chegou ao valor máximo de 44,71°C, como é possível observar nas Figuras 4.10(a) e 4.10(b).

O efeito para o estudo de caso 2 sobre a elevação de temperatura do transformador é percebido nas Figuras 4.10(c) e 4.10(d), com temperatura máxima de 73,3°C na superfície das bobinas, e 45,1°C a maior temperatura na superfície do núcleo.

No estudo de caso 3, o adicional nas perdas ocasionado pela corrente distorcida drenada pela carga tipo 3, refletiu em um aquecimento maior das bobinas e do núcleo em relação ao estudo de caso 1. Observa-se através das Figuras 4.10(e) e 4.10(f), que o ponto mais quente nas bobinas atingiu 76,01°C, e a máxima temperatura no núcleo foi igual a 46,2°C.

4.2.2 Cenário 2: Alimentação não senoidal com 3ª, 5ª e 7ª harmônicas

O cenário 2 caracteriza-se em avaliar o efeito térmico que uma tensão de alimentação distorcida pela presença de 3ª, 5ª e 7ª harmônicas causa no transformador, quando o mesmo

supre carga tipo 1 (estudo de caso 4), carga tipo 2 (estudo de caso 5), carga tipo 3 (estudo de caso 6). A distorção de tensão para cada uma das frequências harmônicas foi de 10%.

4.2.2.1 Resultados de simulações térmicas: Estudos de caso 4, 5, e 6

Em se tratando do cenário 2, percebe-se através das Figuras 4.11(a) e 4.11(b), 4.11(c) e 4.11(d), e 4.11(e) e 4.11(f), que a distorção da tensão de alimentação elevou a temperatura do transformador em relação aos resultados para o cenário 1, onde a temperatura de 73°C e 46,6°C, 74,3°C e 47,3°C, e 74,6°C e 48,6°C, foram as maiores temperaturas, respectivamente, na superfície das bobinas e do núcleo, para os estudo de caso 4, 5 e 6.

4.2.3 Cenário 3: Alimentação não senoidal com sub-harmônica

O cenário 3 diferencia-se dos anteriores por ocasião de uma tensão de alimentação com sub-harmônico, cuja distorção de tensão é de 10% na frequência de 30 Hz. Pertencem a este cenário os estudos 7, 8, e 9, relacionados ao transformador suprindo carga tipo 1, 2, e 3, respectivamente.

4.2.3.1 Resultados de simulações térmicas: Estudos de caso 7, 8, e 9

As Figuras 4.12(a) e 4.12(b) mostram que o aquecimento do transformador para o estudo de caso 7 aconteceu praticamente equivalente ao estudo de caso 1, sendo o ponto mais quente na superfície da bobina igual a 71,54°C, e a mais alta temperatura na superfície do núcleo igual a 44,88°C.

Enquanto que para os estudos de caso 8 e 9, os resultados térmicos foram mais acentuados em relação ao estudo de caso 1, principalmente para o estudo de caso 9. A elevação de temperatura do transformador para o estudo de caso 8 está ilustrada nas Figuras 4.12(c) e 4.12(d), com temperatura máxima de 73°C na superfície das bobinas, e 46,4°C a maior temperatura medida na superfície do núcleo.

No estudo de caso 9, as maiores temperaturas nas bobinas e núcleo do transformador, foram iguais, respectivamente, a 90,55°C e 52,44°C, conforme pode-se notar nas Figuras 4.12(e) e 4.12(f). Percebe-se que, ao se comparar tais temperaturas, com as do estudo de caso 1 (condição linear de operação), a presença de sub-harmônico revelou-se fator preponderante no aquecimento do transformador. Até mesmo se comparadas com as temperaturas oriundas dos estudos de caso 3 e 6, nos quais o transformador também supre o mesmo tipo de carga, porém com tensões de alimentação diferentes. Nota-se que a discrepância do aquecimento provocado é bastante significativa.

4.2.4 Cenário 4: Alimentação não senoidal com inter-harmônica

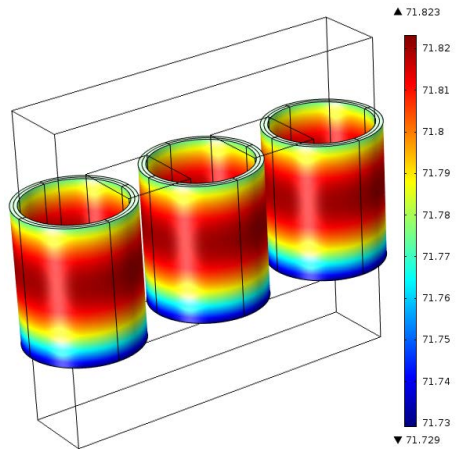
A tensão de alimentação do transformador com a presença de inter-harmônica na frequência 312 Hz e 20% de distorção caracteriza o cenário 4, no qual os estudos de caso 10, 11 e 12 relacionam-se com as condições de operação do transformador suprindo, respectivamente carga tipo 1, 2 e 3.

4.2.4.1 Resultados de simulações térmicas: Estudos de caso 10, 11, e 12

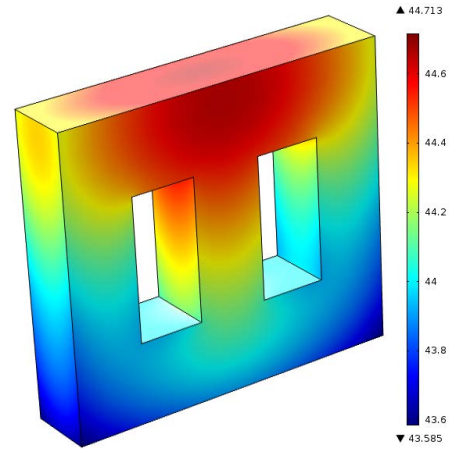
A distorção nas formas de onda da corrente e da tensão, para os estudos de caso 10, 11 e 12, refletiu acentuadamente o aquecimento das bobinas e do núcleo. Para o estudo de caso 10, observa-se através das Figuras 4.13(a) e 4.13(b) que o ponto mais quente na superfície das bobinas e do núcleo atingiu, respectivamente, 73,29°C e 45,26°C. Quanto ao estudo de caso 11, as Figuras 4.13(c) e 4.13(d) mostram que a máxima temperatura das bobinas e do núcleo alcançou, 74,5°C e 46,87°C, respectivamente. E finalmente, o aquecimento resultante do estudo de caso 12, onde a temperatura do ponto mais quente na superfície das bobinas alcançou 95,97°C, e na superfície do núcleo a temperatura máxima atingiu 51,17°C, como pode-se notar nas Figuras 4.13(e) e 4.13(f). Este último caso, revelou-se o mais crítico devido ao alto conteúdo harmônico.

A Figura 4.14 apresenta os resultados de simulações para o cenário 4 quando a distorção inter-harmônica individual na tensão de alimentação é de 10%.

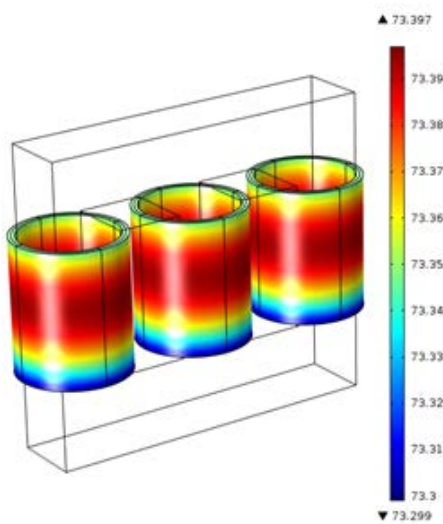
Figura 4.10: Resultados de simulação térmica para os estudos de caso 1, 2, e 3.



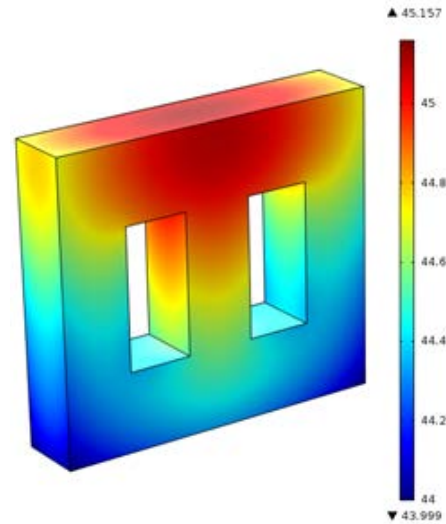
(a) Temperaturas na superfície da bobina (71,82°C) para o estudo de caso 1.



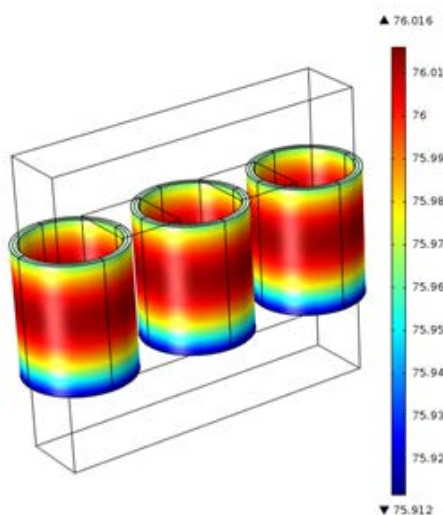
(b) Temperaturas na superfície do núcleo (44,71°C) para o estudo de caso 1.



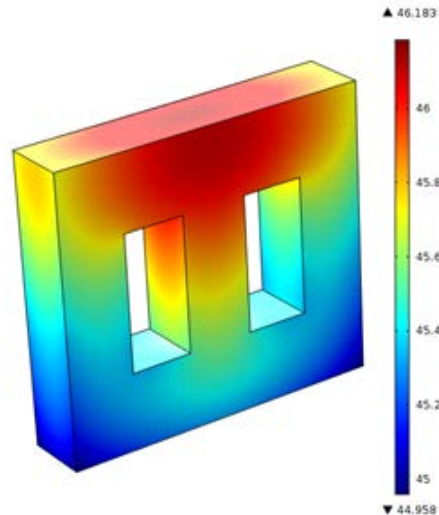
(c) Temperaturas na superfície da bobina (73,39°C) para o estudo de caso 2.



(d) Temperaturas na superfície do núcleo (46,18°C) para o estudo de caso 2.

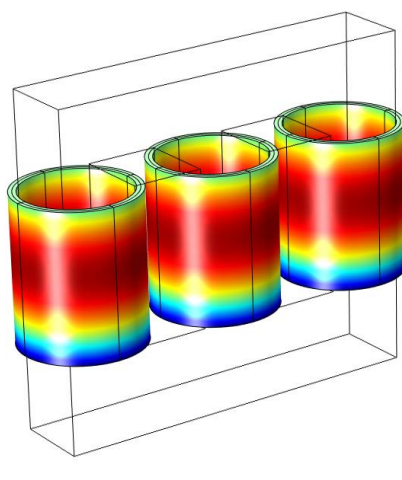


(e) Temperaturas na superfície da bobina (76,0°C) para o estudo de caso 3.

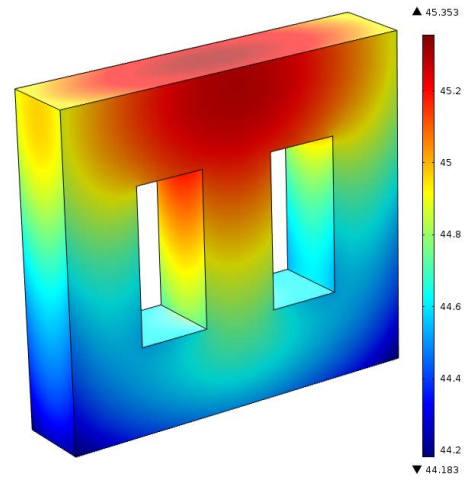


(f) Temperaturas na superfície do núcleo (46,18°C) para o estudo de caso 3.

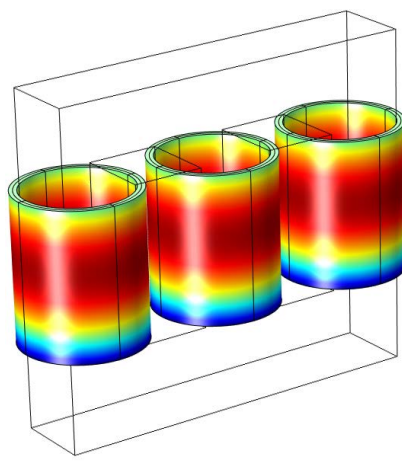
Figura 4.11: Resultados de simulação térmica para os estudos de caso 4, 5, e 6.



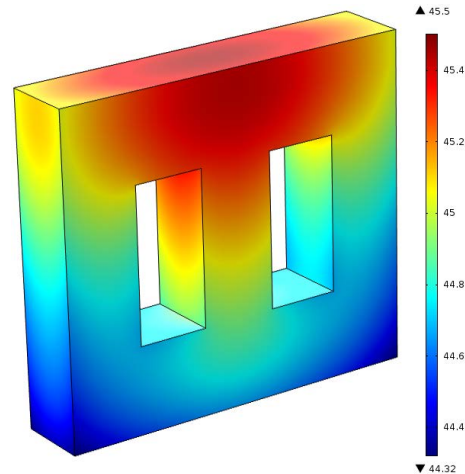
(a) Temperaturas na superfície da bobina (73,14°C) para o estudo de caso 4.



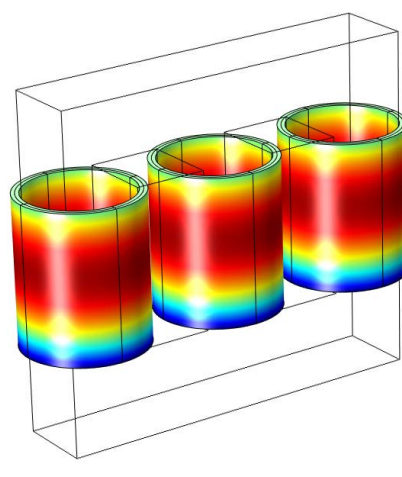
(b) Temperaturas na superfície do núcleo (45,35°C) para o estudo de caso 4.



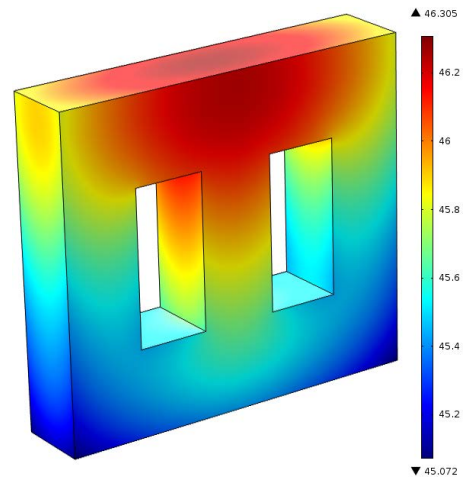
(c) Temperaturas na superfície da bobina (74,3°C) para o estudo de caso 5.



(d) Temperaturas na superfície do núcleo (45,50°C) para o estudo de caso 5.

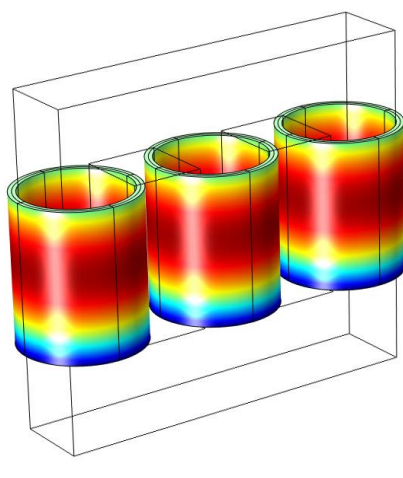


(e) Temperaturas na superfície da bobina (75,81°C) para o estudo de caso 6.

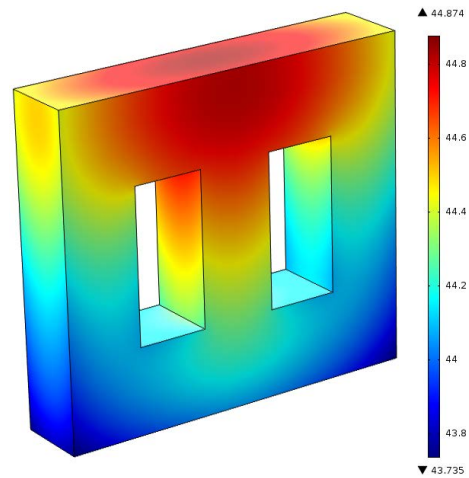


(f) Temperaturas na superfície do núcleo (46,30°C) para o estudo de caso 6.

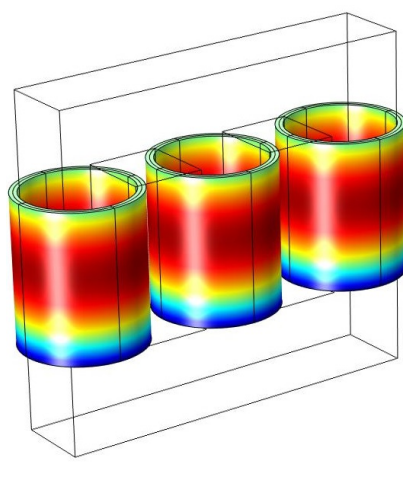
Figura 4.12: Resultados de simulação térmica para os estudos de caso 7, 8, e 9.



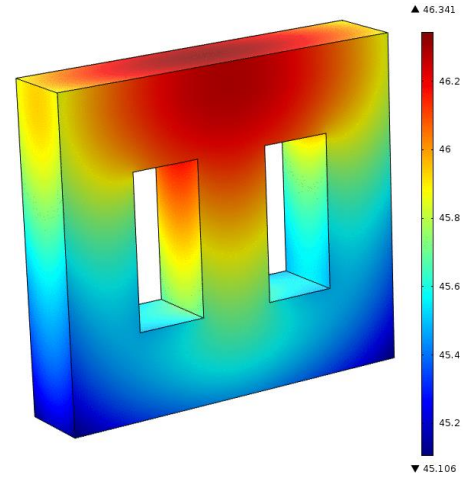
(a) Temperaturas na superfície da bobina (71,67°C) para o estudo de caso 7.



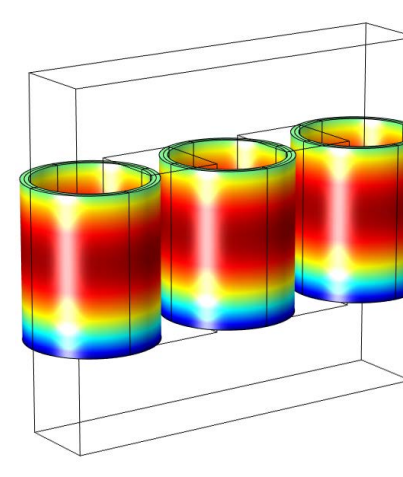
(b) Temperaturas na superfície do núcleo (44,87°C) para o estudo de caso 7.



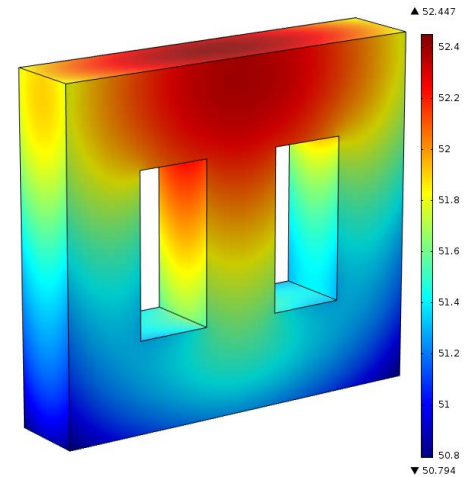
(c) Temperaturas na superfície da bobina (73,09°C) para o estudo de caso 8.



(d) Temperaturas na superfície do núcleo (46,40°C) para o estudo de caso 8.

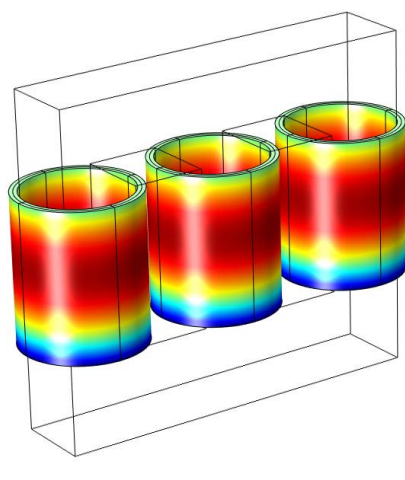


(e) Temperaturas na superfície da bobina (90,55°C) para o estudo de caso 9.

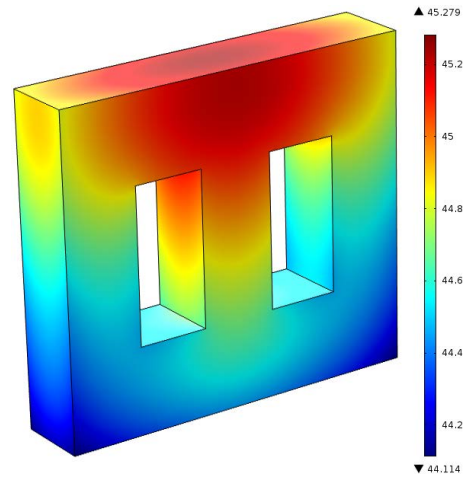


(f) Temperaturas na superfície do núcleo (52,44°C) para o estudo de caso 9.

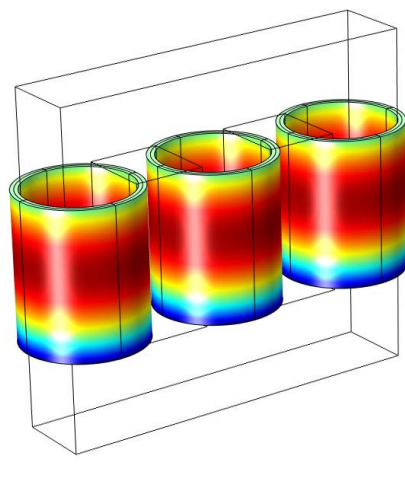
Figura 4.13: Resultados de simulação térmica para os estudos de caso 10, 11, e 12.



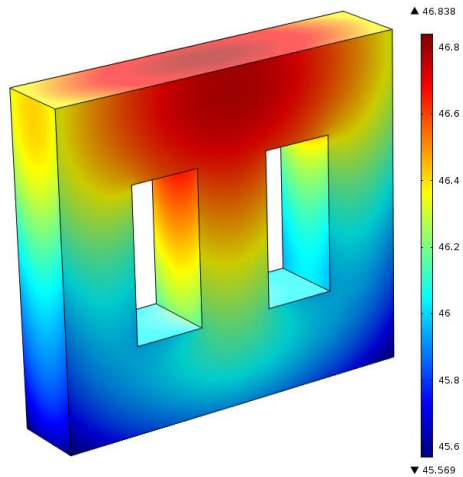
(a) Temperaturas na superfície da bobina (73,29°C) para o estudo de caso 10.



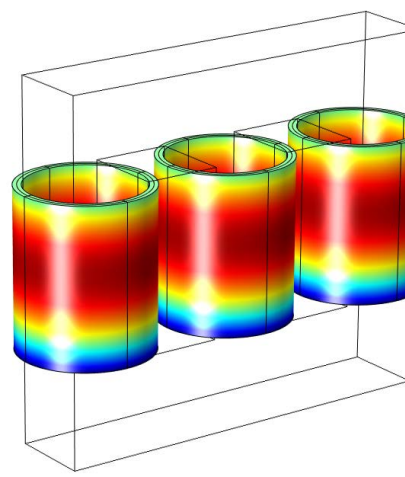
(b) Temperaturas na superfície do núcleo (45,27°C) para o estudo de caso 10.



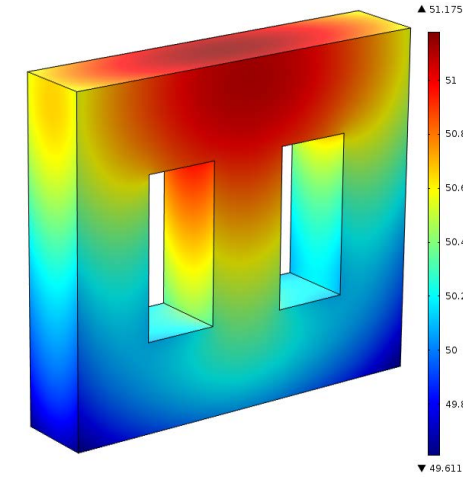
(c) Temperaturas na superfície da bobina (74,5°C) para o estudo de caso 11.



(d) Temperaturas na superfície do núcleo (46,84°C) para o estudo de caso 11.

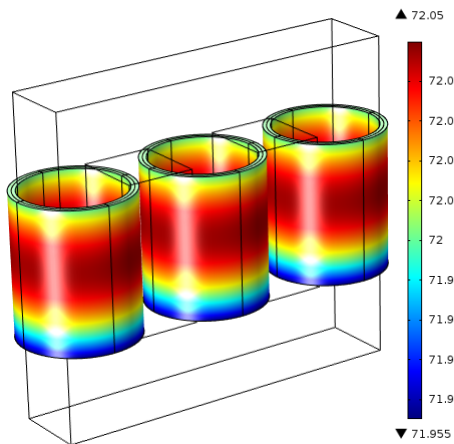


(e) Temperaturas na superfície da bobina (95,97°C) para o estudo de caso 12.

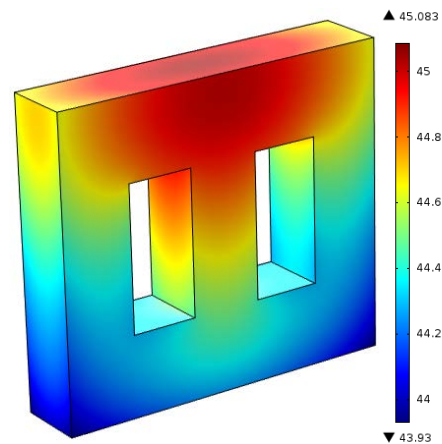


(f) Temperaturas na superfície do núcleo (51,17°C) para o estudo de caso 12.

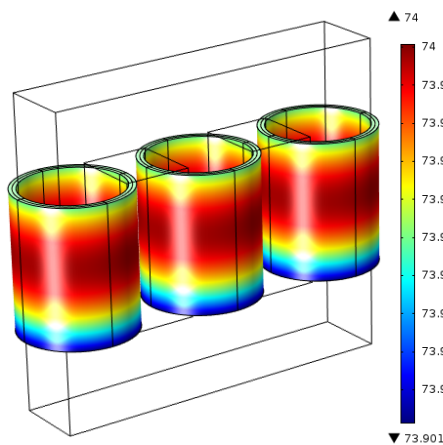
Figura 4.14: Resultados de simulação térmica para os estudos de caso 10, 11, e 12 para distorção inter-harmônica individual de 10% na tensão de alimentação.



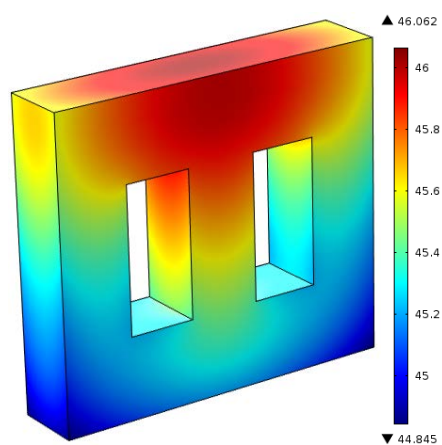
(a) Temperaturas na superfície da bobina (72,05°C) para o estudo de caso 10.



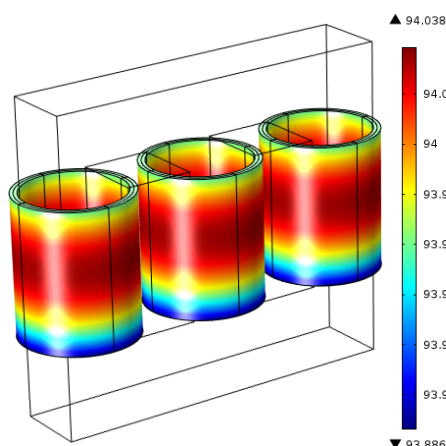
(b) Temperaturas na superfície do núcleo (45,08°C) para o estudo de caso 10.



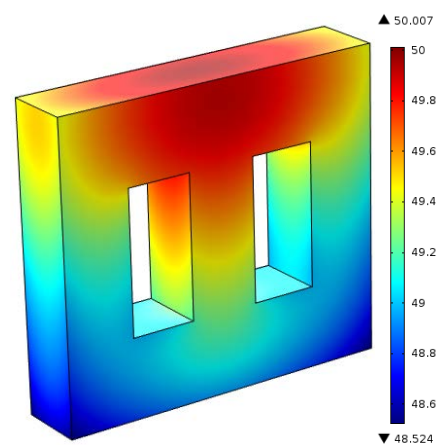
(c) Temperaturas na superfície da bobina (74,0°C) para o estudo de caso 11.



(d) Temperaturas na superfície do núcleo (46,06°C) para o estudo de caso 11.



(e) Temperaturas na superfície da bobina (94,03°C) para o estudo de caso 12.



(f) Temperaturas na superfície do núcleo (50,0°C) para o estudo de caso 12.

4.3 Considerações finais

É extremamente importante a modelagem térmica do transformador para se preservar o quanto possível a sua eficiência energética. Isto possibilita a aplicação de carga nestes equipamentos respeitando-se os limites de aquecimento do transformador. Assim, a estimação de temperaturas toma a importância de limitar o carregamento destes equipamentos, e quanto mais realista for a estimação da temperatura, maior o controle sobre o mesmo.

Embora simulações térmicas de transformadores exijam maior complexidade, o *software* COMSOL *Multiphysics* sobrepõe-se neste aspecto por oferecer condições para simular modelo tridimensional de transformador para efeitos de análise térmica, possibilitando como resultados espectros térmicos do modelo com maior precisão.

O modelo 3D desenvolvido no *software* que emula o transformador a seco real utilizado neste estudo, verifica o comportamento térmico do transformador em condições de carregamento não linear, analisando computacionalmente, para esta condição de carga, as elevações de temperatura.

Observou-se que a distorção da tensão de alimentação provoca um aumento nas perdas do núcleo do transformador, mas afeta razoavelmente o equipamento em termos de elevação de temperatura.

Entretanto, a corrente distorcida afeta significativamente a temperatura de operação do transformador. E este fato tende a se agravar de acordo com o nível e o tipo de conteúdo harmônico presente na tensão de alimentação, principalmente quando há a presença de sub e inter-harmônico.

As temperaturas mais elevadas nas partes ativas do transformador resultam dos estudos de caso pertencentes ao cenário 4. O caso mais crítico para os enrolamentos do transformador foi o estudo de caso 12, pois trata-se do transformador suprindo a carga tipo 3, a qual, em relação às demais, drena maior conteúdo harmônico para as correntes dos enrolamentos, e, por sua vez, a tensão de alimentação com inter-harmônico agravou o aquecimento do equipamento. A maior elevação de temperatura no núcleo ocorreu nos estudos de caso 9 e 12, quando houve a presença de sub e inter-harmônico na tensão de alimentação.

Se o isolamento das bobinas é sujeito a uma temperatura elevada que acelera o processo de degradação, tal efeito não é revertido mesmo que em seguida o transformador passe longo período em funcionamento com temperaturas mais baixas. É necessário estimar com alguma precisão as temperaturas de funcionamento, sobretudo em condições de carregamento não linear e tensões não senoidais.

5 RESULTADOS E VALIDAÇÃO EXPERIMENTAL

Todos os estudos de caso foram reproduzidos em bancada, com vistas à medição da temperatura de operação do transformador e à verificação da elevação de temperatura provocada pelos harmônicos.

Os ensaios experimentais conduzidos na unidade trifásica visam obter as seguintes grandezas: a temperatura do ponto quente na superfície da bobina, e na superfície superior do núcleo. Isto viabiliza a comparação entre os resultados computacionais e as medições a fim de validar o modelo térmico 3D do transformador abordado no capítulo anterior. E para além disso, comparar os resultados experimentais entre si com o intuito de se analisar o desempenho térmico do equipamento operando em condição senoidal e não senoidal.

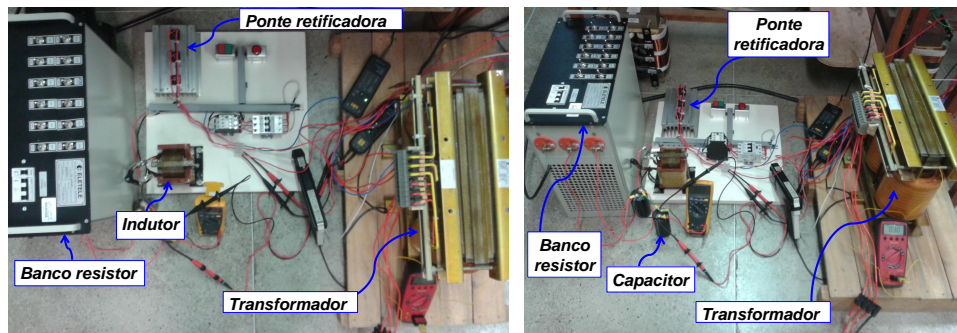
5.1 Estudo Experimental

Os componentes e/ou equipamentos empregados no desenvolvimento dos ensaios experimentais estão ilustrados na Figura 5.1, e compreendem basicamente:

- O banco resistor trifásico (10kVA-220V), representando a carga tipo 1 ou carga linear;
- Um retificador ponte completa trifásico não controlado alimentando um filtro RL (carga tipo 2), e alimentando um filtro RC (carga tipo 3);
- A fonte de alimentação e de distúrbios trifásica CA/CC de 30 kVA *California Instruments MX30*, responsável pela alimentação do transformador, bem como pela injeção de harmônicas, sub e inter-harmônicas;
- O osciloscópio digital Tektronix MSO 5034 para capturar as formas de ondas de tensão e corrente, bem como as distorções harmônicas destas grandezas elétricas;
- O termovisor FLIR *Systems Ex-Series InfraCam* para medir a temperatura na bobina e núcleo (Precisão: $\pm 2\%$ ou 2°C ; Sensibilidade térmica $< 0,15^{\circ}\text{C}$; Alcance de temperatura entre -20°C e 250°C). Este equipamento mede a temperatura da superfície dos objetos. Ainda sim, neste estudo, a temperatura de superfície é um parâmetro valioso para balizar os resultados experimentais, uma vez que a mesma fornece uma boa idéia do que está acontecendo no interior dos componentes, e também poderá ser comparada igualmente com as temperaturas simuladas na superfície das partes ativas do transformador.

A temperatura inicial na qual se encontrava o transformador para os ensaios térmicos foi de 26°C , conforme pode se observar na Figura 5.2, respeitando a mesma temperatura ambiente inicial determinada para as simulações térmicas.

Figura 5.1: Itens de bancada para estudo experimental.



(a) Transformador suprindo carga tipo 2.

(b) Transformador suprindo carga tipo 3.



(c) Fonte CA trifásica.



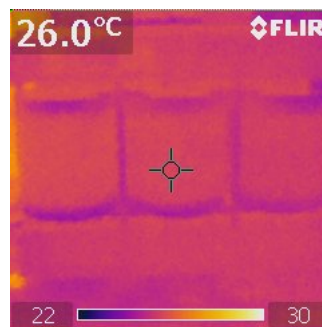
(d) Osciloscópio.



(e) Termovisor.

Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 5.2: Temperatura inicial do transformador.



Fonte: Termovisor FLIR *Systems Ex-Series InfraCam*.

Executou-se somente um estudo de caso por dia, assegurando-se do retorno à temperatura inicial do transformador. A uma distância fixa de 10 cm perpendicularmente à superfície da bobina da fase A do transformador, monitorava-se com o termovisor a temperatura em um ponto predeterminado a cada dois minutos (ponto médio central da superfície vertical da bobina), enquanto que a uma mesma distância e perpendicularmente à superfície superior do núcleo, media-se sua temperatura mais elevada, no mesmo intervalo de tempo. O equilíbrio

térmico das partes ativas do equipamento em cada caso ocorreu entre quatro e quatro horas e meia de sua operação, porém, a última medição era realizada após cinco horas de funcionamento, com o intuito de certificar-se da temperatura máxima atingida em regime permanente. Somente após esse período, portanto, registrava-se a temperatura do ponto quente na superfície da bobina central, e na superfície superior do núcleo.

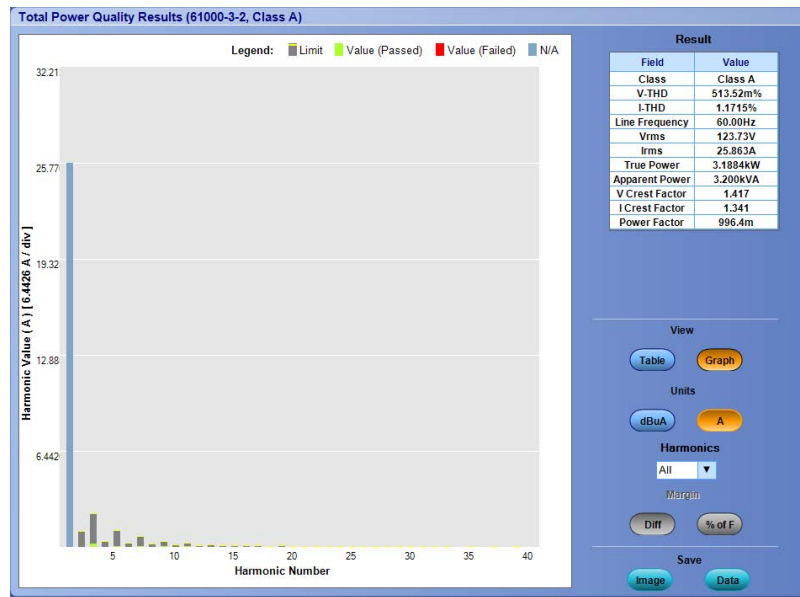
5.1.1 *Medições térmicas para cenário 1*

Para o estudo de caso 1, assim como os casos 2 e 3, a alimentação do transformador é senoidal, e o carregamento é linear. A Figura 5.3 apresenta as medidas de THD de corrente e tensão, e demais dados do estudo de caso 1. A Figura 5.4(a) apresenta o comportamento das formas de onda de tensão e corrente no secundário do transformador alimentando a carga tipo 1 registradas pelo osciloscópio. As Figuras 5.4(b) e 5.4(c) mostram as medições oriundas do termovisor da temperatura nos pontos quentes na superfície das bobinas, cujo ponto mais quente atingiu $72,7^{\circ}\text{C}$, e na região superior do núcleo alcançou 46°C . Tais temperaturas, por se tratarem dos pontos quentes do transformador operando em condições lineares, serão referências para se obter a elevação de temperatura causada pelos harmônicos.

O transformador alimentando a carga tipo 2, a qual drena uma corrente com THD correspondente a 26,62%, conforme a medição mostrada na Figura 5.5, e cujo perfil de tensão e corrente está mostrado na Figura 5.6(a), implicou em uma temperatura máxima de $72,8^{\circ}\text{C}$ e de $47,1^{\circ}\text{C}$, respectivamente, na superfície da bobina e na superfície superior do núcleo, como se pode observar nas Figuras 5.6(b) e 5.6(c).

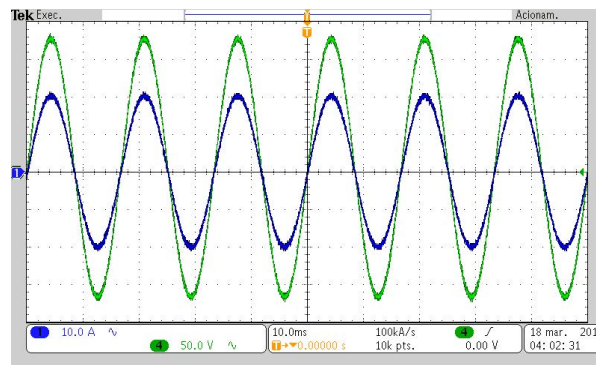
As medições de THD de tensão e corrente no secundário do transformador alimentando a carga tipo 3 encontram-se registradas na Figura 5.7, assim como o perfil da forma de onda de tensão e corrente estão apresentadas na Figura 5.8(a). A elevada distorção harmônica de corrente (43,98%) fez com que o ponto quente na superfície das bobinas alcançasse 75°C , e na região superior do núcleo foi verificada uma temperatura de $48,3^{\circ}\text{C}$ mediante à distorção de tensão, o que se nota a partir das Figuras 5.8(b) e 5.8(c).

Figura 5.3: THD de tensão e corrente medidos pelo osciloscópio para estudo de caso 1.

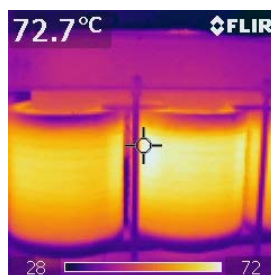


Fonte: Osciloscópio Tektronix MSO 5034.

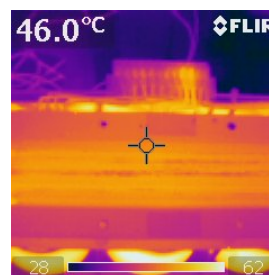
Figura 5.4: Resultados experimentais para o estudo de caso 1: (a) Formas de onda da tensão e corrente, (b) Medição de temperatura na superfície da bobina, (c) Medição de temperatura na superfície superior do núcleo.



(a)



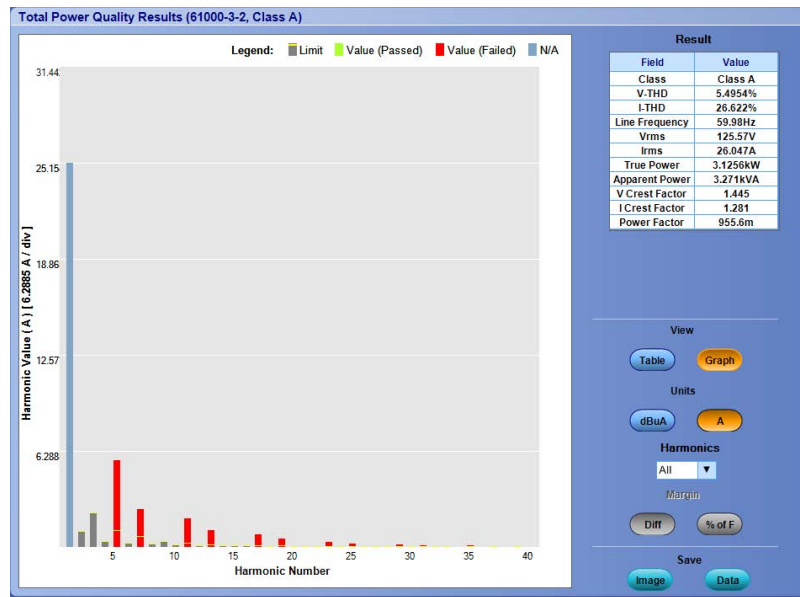
(b)



(c)

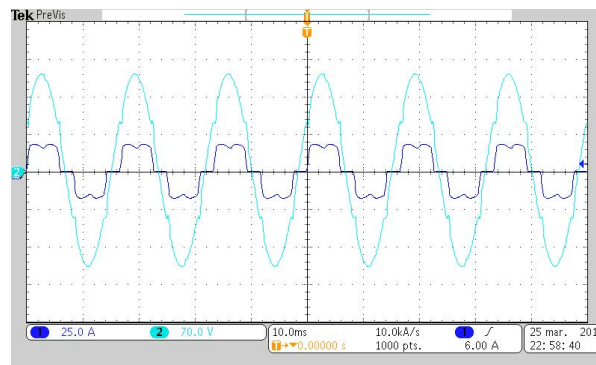
Fonte: (a) Tektronix MSO 5034; (b) e (c) Termovisor FLIR Systems Ex-Series InfraCam.

Figura 5.5: THDi e THDv medidos pelo osciloscópio para estudo de caso 2.

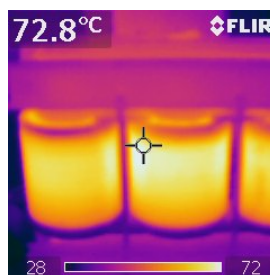


Fonte: Osciloscópio Tektronix MSO 5034.

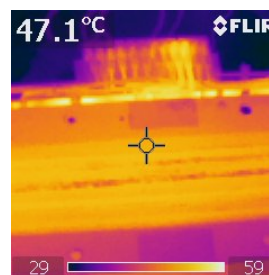
Figura 5.6: Resultados experimentais para o estudo de caso 2: (a) Formas de onda da tensão e corrente, (b) Medição de temperatura na superfície da bobina, (c) Medição de temperatura na superfície superior do núcleo.



(a)



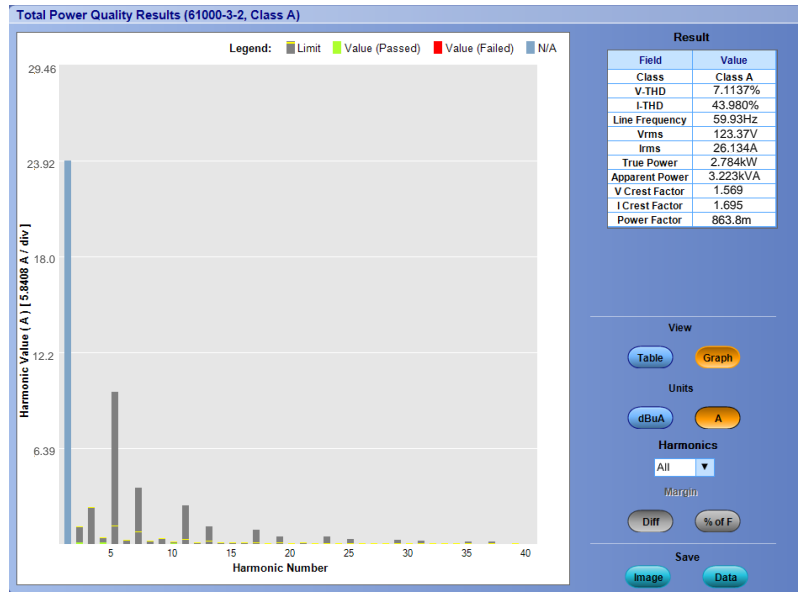
(b)



(c)

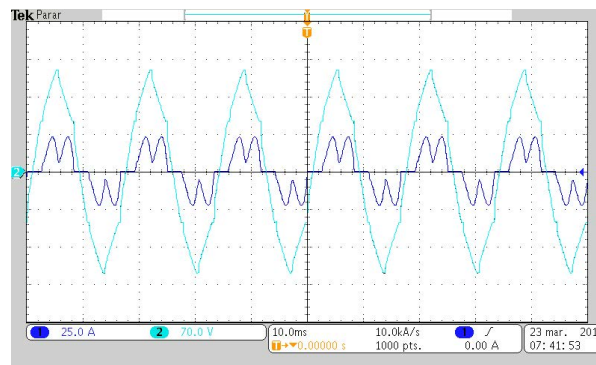
Fonte: (a) Tektronix MSO 5034; (b) e (c) Termovisor FLIR Systems Ex-Series InfraCam.

Figura 5.7: THDi e THDv medidos pelo osciloscópio para estudo de caso 3.

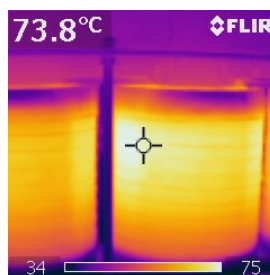


Fonte: Osciloscópio Tektronix MSO 5034.

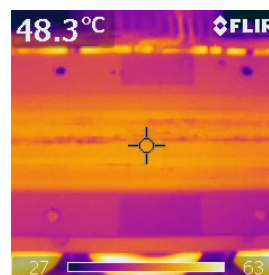
Figura 5.8: Resultados experimentais para o estudo de caso 3: (a) Formas de onda da tensão e corrente, (b) Medição de temperatura na superfície da bobina, (c) Medição de temperatura na superfície superior do núcleo.



(a)



(b)



(c)

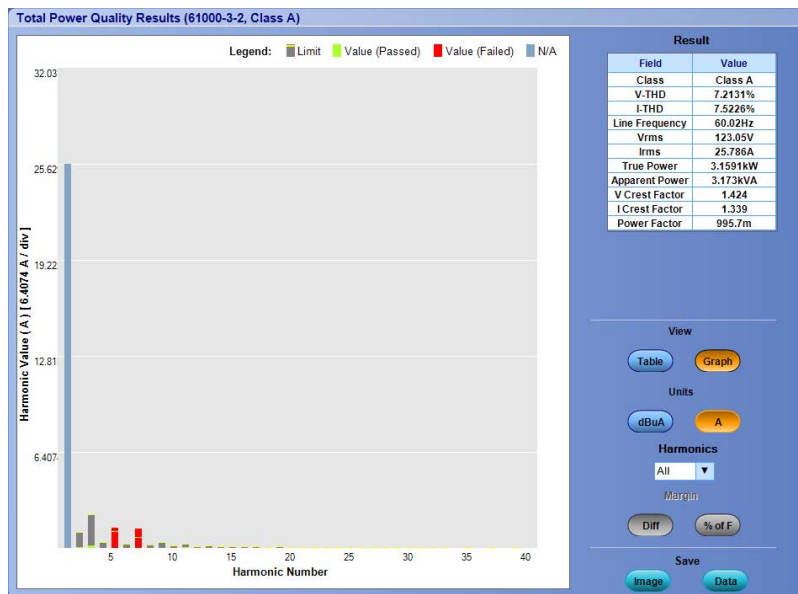
Fonte: (a) Tektronix MSO 5034; (b) e (c) Termovisor FLIR Systems Ex-Series InfraCam.

5.1.2 Medições térmicas para cenário 2

Neste cenário, a tensão de alimentação possui harmônicas de 3^a, 5^a e 7^a ordens. Para o estudo de caso 4, o transformador com este tipo de alimentação e suprindo a carga tipo 1, tem-se as distorções harmônicas de corrente e tensão indicadas na Figura 5.9. A Figura 5.10 apresenta o comportamento das formas de onda de tensão e corrente no secundário do transformador, e mostra que o ponto mais quente atingiu 73,5°C, e a máxima temperatura na região superior do núcleo foi igual a 46,6°C.

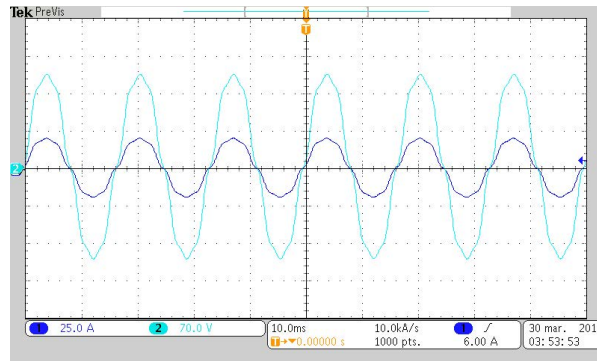
Os níveis de THD de corrente e tensão indicados nas Figuras 5.11 e 5.13, assim como o perfil de tensão e corrente representado nas Figuras 5.12 e 5.14, caracterizam as condições de operação do transformador correspondente aos estudos de caso 5 e 6, nos quais o mesmo supre cargas não lineares. No estudo de caso 5, a temperatura na superfície da bobina e do núcleo atingiram, respectivamente, 74,6°C e 47,3°C, como se pode notar nas medições da Figura 5.12. O conteúdo harmônico da carga tipo 3 juntamente com a tensão de alimentação já distorcida, estudo de caso 6, implicou em um aquecimento nas bobinas cuja maior temperatura foi igual a 75,4°C, e 48,6°C a mais alta temperatura medida na superfície superior do núcleo.

Figura 5.9: THD de tensão e corrente medidos pelo osciloscópio para estudo de caso 4.

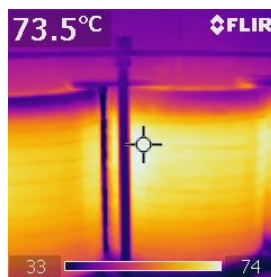


Fonte: Osciloscópio Tektronix MSO 5034.

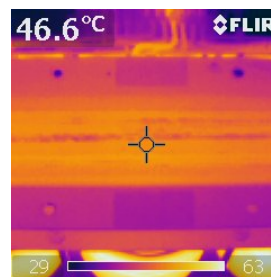
Figura 5.10: Resultados experimentais para o estudo de caso 4: (a) Formas de onda da tensão e corrente, (b) Medição de temperatura na superfície da bobina, (c) Medição de temperatura na superfície superior do núcleo.



(a)



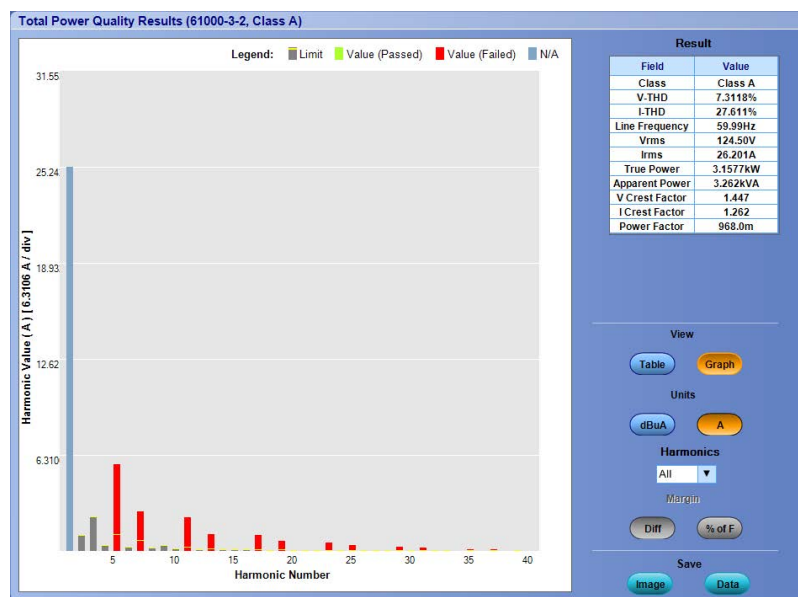
(b)



(c)

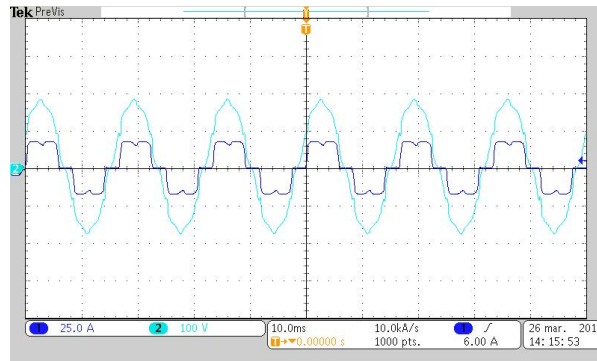
Fonte: (a) Tektronix MSO 5034; (b) e (c) Termovisor FLIR Systems Ex-Series InfraCam.

Figura 5.11: THD de tensão e corrente medidos pelo osciloscópio para estudo de caso 5.

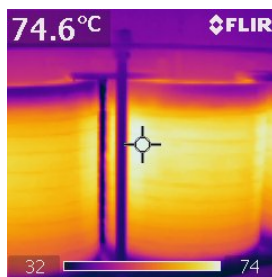


Fonte: Osciloscópio Tektronix MSO 5034.

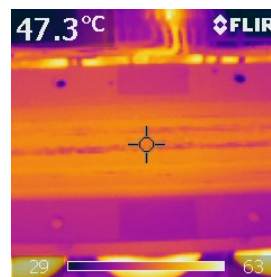
Figura 5.12: Resultados experimentais para o estudo de caso 5: (a) Formas de onda da tensão e corrente, (b) Medição de temperatura na superfície da bobina, (c) Medição de temperatura na superfície superior do núcleo.



(a)



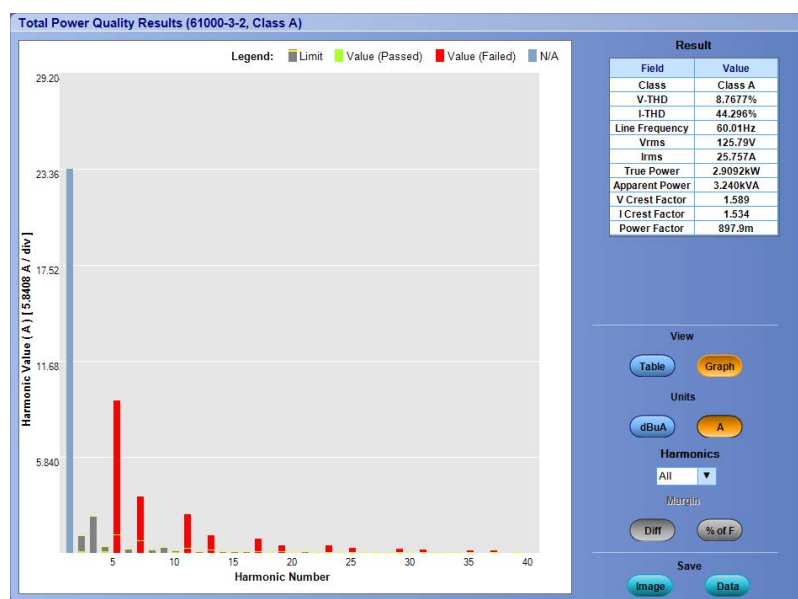
(b)



(c)

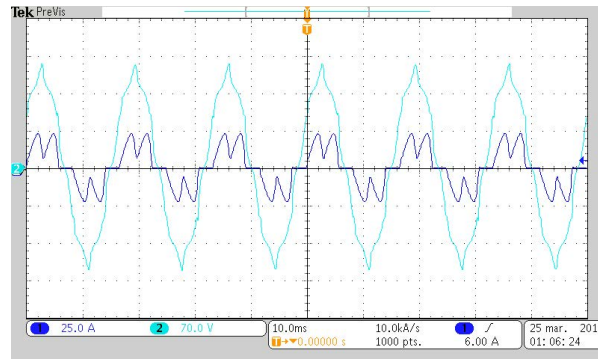
Fonte: (a) Tektronix MSO 5034; (b) e (c) Termovisor FLIR Systems Ex-Series InfraCam.

Figura 5.13: THD de tensão e corrente medidos pelo osciloscópio para estudo de caso 6.

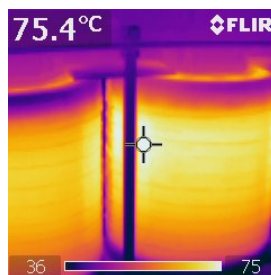


Fonte: Osciloscópio Tektronix MSO 5034.

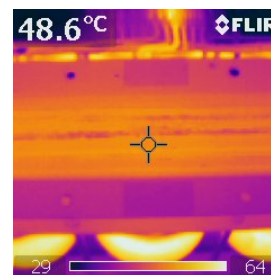
Figura 5.14: Resultados experimentais para o estudo de caso 6: (a) Formas de onda da tensão e corrente, (b) Medição de temperatura na superfície da bobina, (c) Medição de temperatura na superfície superior do núcleo.



(a)



(b)



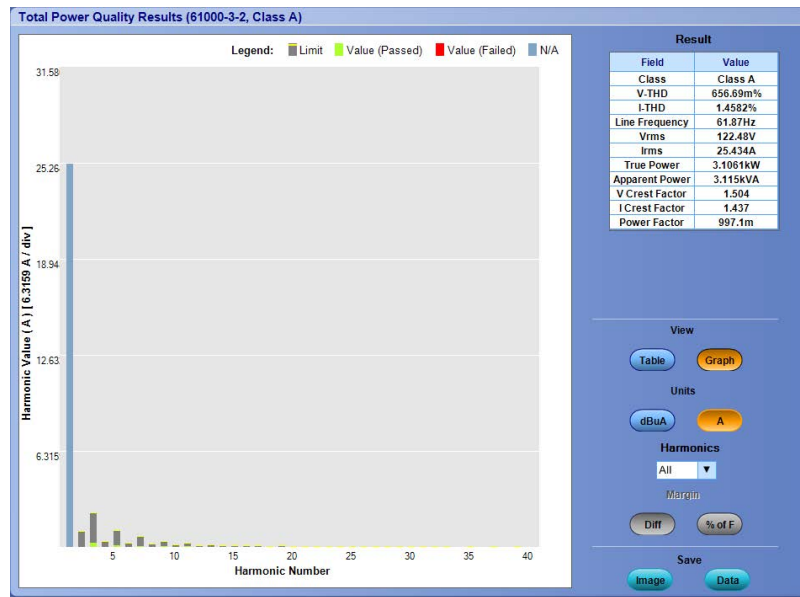
(c)

Fonte: (a) Tektronix MSO 5034; (b) e (c) Termovisor FLIR Systems *Ex-Series InfraCam*.

5.1.3 Medições térmicas para cenário 3

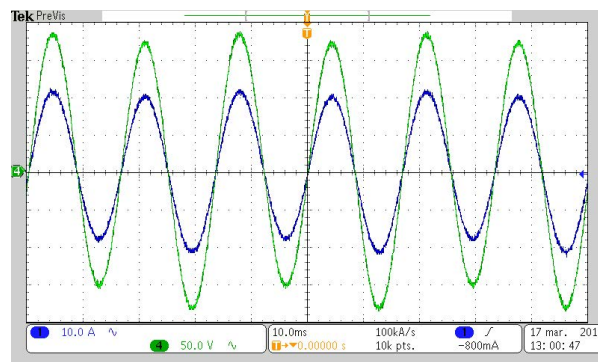
O cenário 3, caracterizado pela presença de frequência sub-harmônica (30 Hz) na tensão de alimentação do transformador, contempla os estudos de caso 7, 8 e 9, cujas medições de THD estão registradas, respectivamente, nas Figuras 5.15, 5.17, e 5.19, e cujas formas de onda de tensão e corrente no secundário do transformador são ilustradas, respectivamente, nas Figuras 5.16(a), 5.18(a) e 5.20(a). A maior medição de temperatura na superfície das bobinas para cada um dos referidos estudos de caso, foi, respectivamente, 73°C, 74,2°C e 92,8°C, conforme Figuras 5.16(b), 5.18(b) e 5.20(b). Quanto ao núcleo, as temperaturas máximas medidas na sua superfície superior correspondente a cada um destes casos, e mostradas, respectivamente, nas Figuras 5.16(c), 5.18(c), 5.20(c), foram: 46,8°C, 48,9°C, e 55,2°C.

Figura 5.15: THD de tensão e corrente medidos pelo osciloscópio para estudo de caso 7.

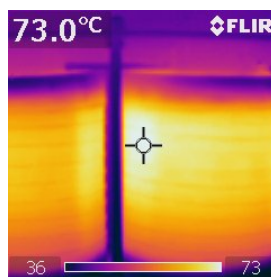


Fonte: Osciloscópio Tektronix MSO 5034.

Figura 5.16: Resultados experimentais para o estudo de caso 7: (a) Formas de onda da tensão e corrente, (b) Medição de temperatura na superfície da bobina, (c) Medição de temperatura na superfície superior do núcleo.



(a)



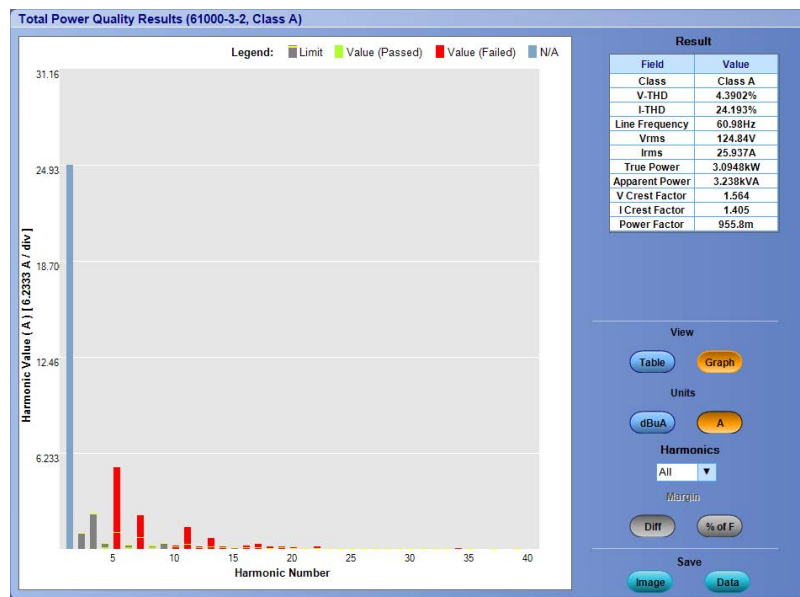
(b)



(c)

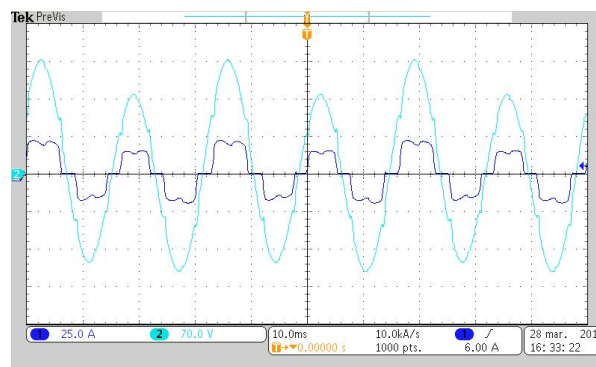
Fonte: (a) Tektronix MSO 5034; (b) e (c) Termovisor FLIR Systems Ex-Series InfraCam.

Figura 5.17: THD de tensão e corrente medidos pelo osciloscópio para estudo de caso 8.

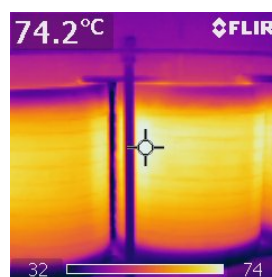


Fonte: Osciloscópio Tektronix MSO 5034.

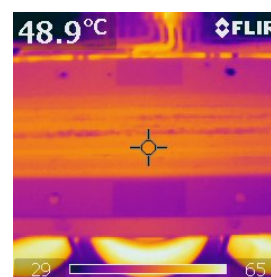
Figura 5.18: Resultados experimentais para o estudo de caso 8: (a) Formas de onda da tensão e corrente, (b) Medição de temperatura na superfície da bobina, (c) Medição de temperatura na superfície superior do núcleo.



(a)



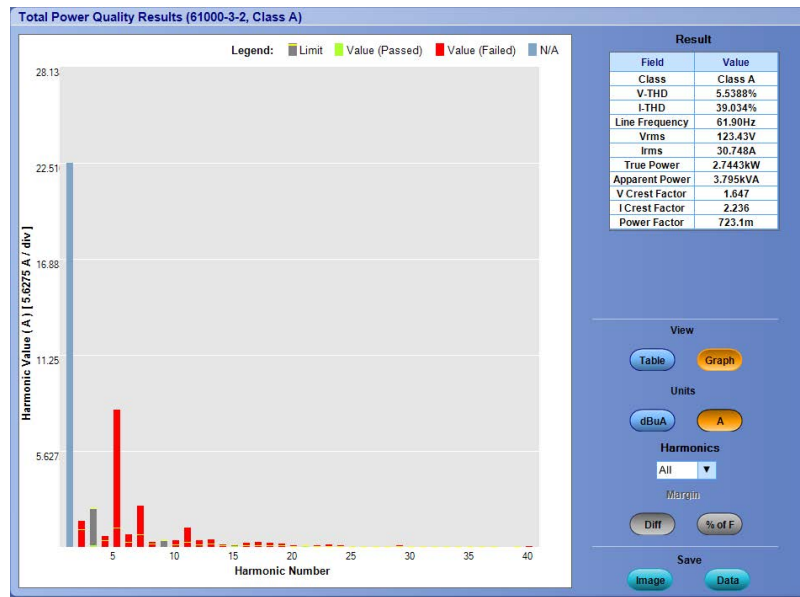
(b)



(c)

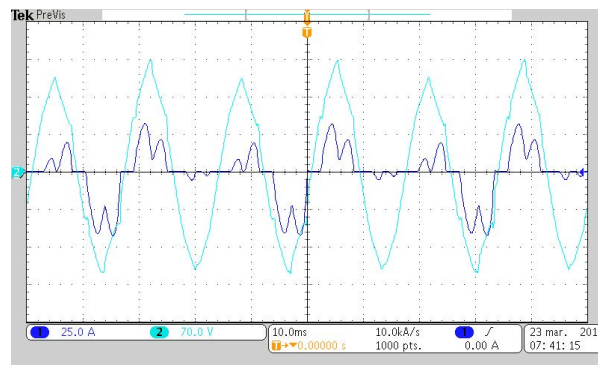
Fonte: (a) Tektronix MSO 5034; (b) e (c) Termovisor FLIR Systems Ex-Series InfraCam.

Figura 5.19: THD de tensão e corrente medidos pelo osciloscópio para estudo de caso 9.

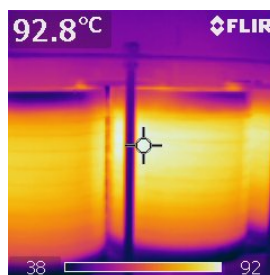


Fonte: Osciloscópio Tektronix MSO 5034.

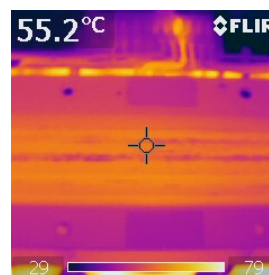
Figura 5.20: Resultados experimentais para o estudo de caso 9: (a) Formas de onda da tensão e corrente, (b) Medição de temperatura na superfície da bobina, (c) Medição de temperatura na superfície superior do núcleo.



(a)



(b)



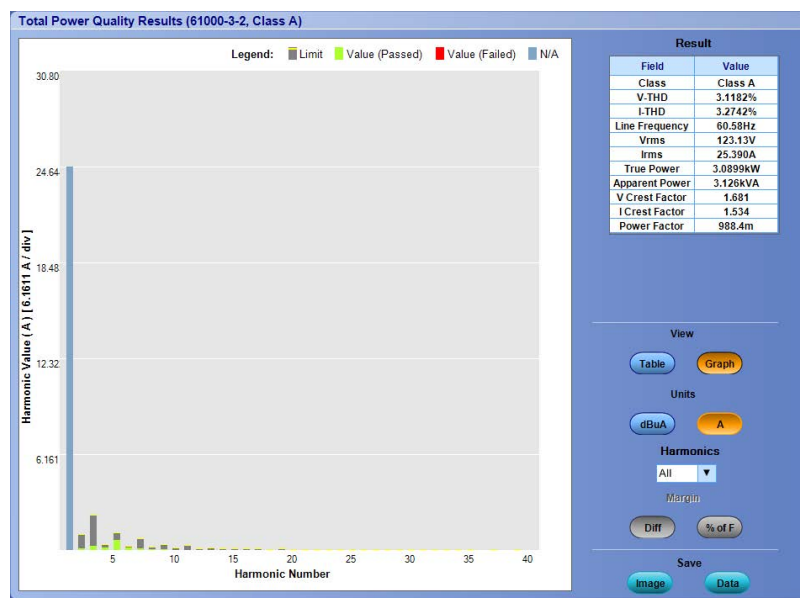
(c)

Fonte: (a) Tektronix MSO 5034; (b) e (c) Termovisor FLIR Systems Ex-Series InfraCam.

5.1.4 Medições térmicas para cenário 4

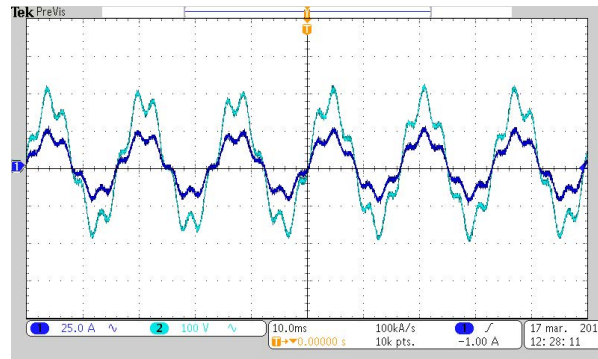
O cenário 4 consiste de uma tensão com inter-harmônico de ordem 5,2, o que corresponde a 312 Hz alimentando o transformador nos estudos de caso 10, 11 e 12. O THD de tensão e corrente medidos, bem como as formas de onda de tensão e corrente para estes casos constam nas Figuras 5.21, 5.23, 5.25, 5.22(a), 5.24(a) e 5.26(a). No estudo de caso 10, o ponto mais quente na bobina e no núcleo foram, respectivamente, 74,7°C e 47,3°C, conforme as medições presentes nas Figuras 5.22(b) e 5.22(c).

Figura 5.21: THD de tensão e corrente medidos pelo osciloscópio para estudo de caso 10.

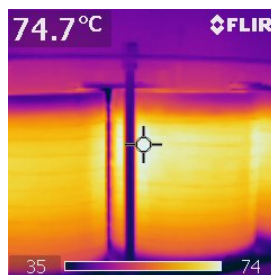


Fonte: Osciloscópio Tektronix MSO 5034.

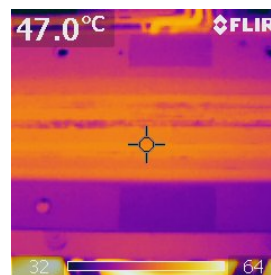
Figura 5.22: Resultados experimentais para o estudo de caso 10: (a) Formas de onda da tensão e corrente, (b) Medição de temperatura na superfície da bobina, (c) Medição de temperatura na superfície superior do núcleo.



(a)



(b)



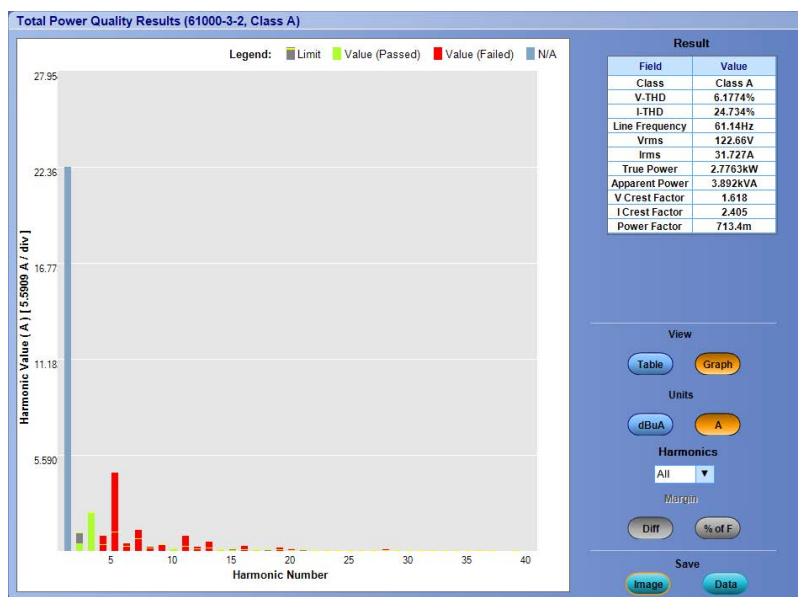
(c)

Fonte: (a) Tektronix MSO 5034; (b) e (c) Termovisor FLIR Systems *Ex-Series InfraCam*.

No estudo de caso 11, o ponto mais quente na superfície da bobina resultou a temperatura igual a $92,8^{\circ}\text{C}$ e na região superior do núcleo foi medida uma temperatura de $55,2^{\circ}\text{C}$, como pode ser observado nas Figuras 5.24(b) e 5.24(c).

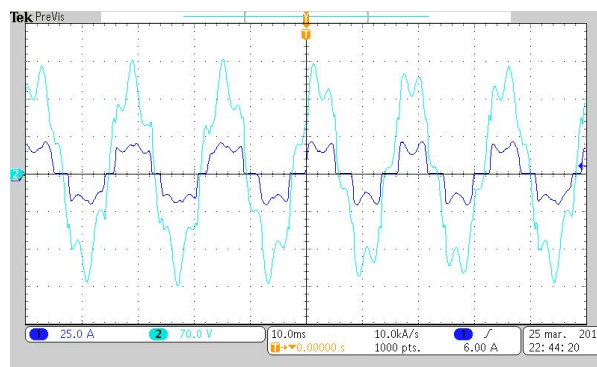
A maior elevação de temperatura nas bobinas do transformador ocorreu no estudo de caso 12. A temperatura mais alta medida na superfície da bobina foi igual a $98,4^{\circ}\text{C}$, e na região superior do núcleo, foi igual a $54,4^{\circ}\text{C}$, conforme mostrado nas Figuras 5.26(b) e 5.26(c).

Figura 5.23: THD de tensão e corrente medidos pelo osciloscópio para estudo de caso 11.

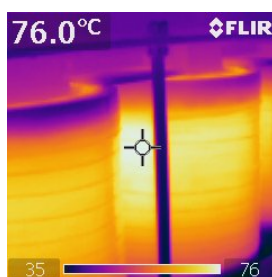


Fonte: Osciloscópio Tektronix MSO 5034.

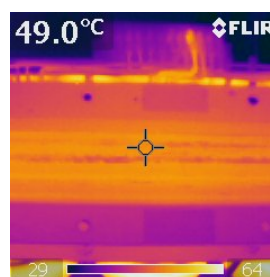
Figura 5.24: Resultados experimentais para o estudo de caso 11: (a) Formas de onda da tensão e corrente, (b) Medição de temperatura na superfície da bobina, (c) Medição de temperatura na superfície superior do núcleo.



(a)



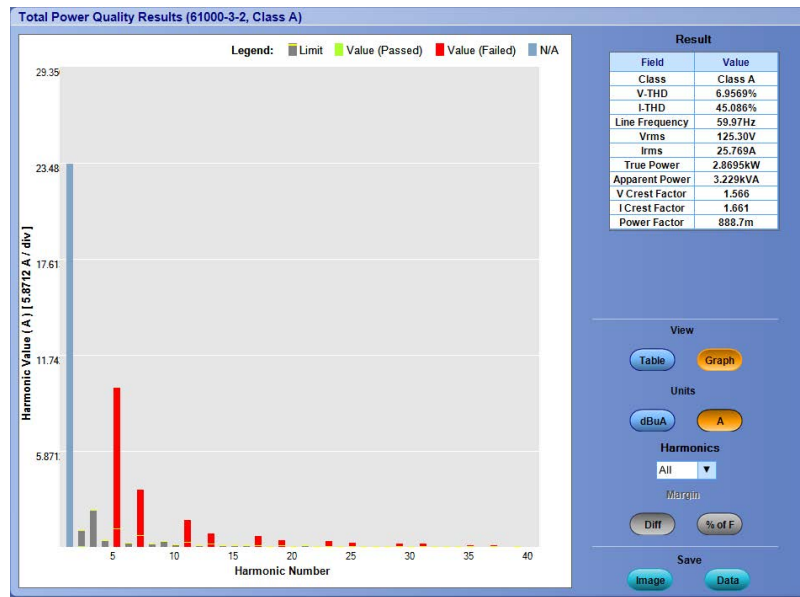
(b)



(c)

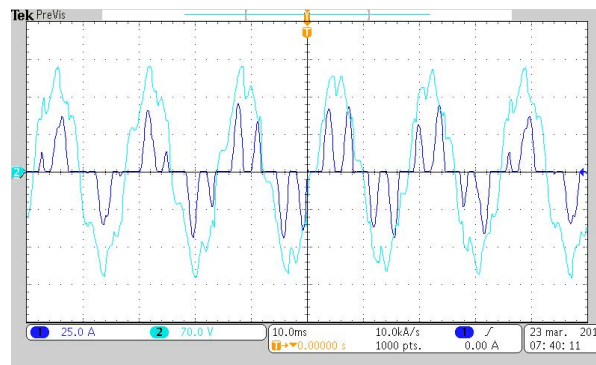
Fonte: (a) Tektronix MSO 5034; (b) e (c) Termovisor FLIR Systems Ex-Series InfraCam.

Figura 5.25: THD de tensão e corrente medidos pelo osciloscópio para estudo de caso 12.

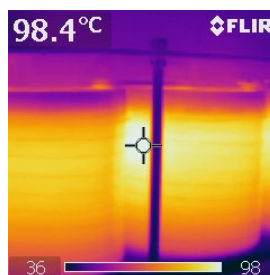


Fonte: Osciloscópio Tektronix MSO 5034.

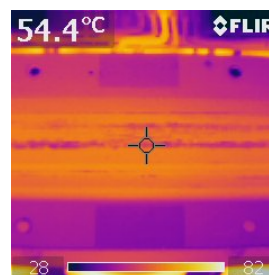
Figura 5.26: Resultados experimentais para o estudo de caso 12: (a) Formas de onda da tensão e corrente, (b) Medição de temperatura na superfície da bobina, (c) Medição de temperatura na superfície superior do núcleo.



(a)



(b)



(c)

Fonte: (a) Tektronix MSO 5034; (b) e (c) Termovisor FLIR Systems Ex-Series InfraCam.

5.2 Análise sobre as medições de temperatura

Com o objetivo de sintetizar os resultados experimentais obtidos, a Tabela 5.1 retrata os níveis de temperatura do ponto mais quente medidos na superfície da bobina e na região superior do núcleo. Isto facilita visualizar o aumento de temperatura no transformador causado pelos harmônicos segundo cada estudo de caso realizado, exceto o estudo de caso 1, cujas medições térmicas foram consideradas como referência para o referido estudo.

Tabela 5.1: Comparação entre as temperaturas mais elevadas medidas no transformador para os estudos de caso.

Cenário	Carga	Estudo de caso	Temperatura na bobina [°C]	Temperatura no núcleo [°C]	ΔT_E [°C]	ΔT_N [°C]
1: Tensão de alimentação senoidal	Tipo 1	1	72,7	46,0	–	–
	Tipo 2	2	72,8	47,1	0,1	1,1
	Tipo 3	3	75,0	48,3	2,3	2,3
2: Tensão de alimentação com 3 ^a , 5 ^a e 7 ^a harmônicas	Tipo 1	4	73,5	46,6	0,8	0,6
	Tipo 2	5	74,6	47,3	1,9	1,3
	Tipo 3	6	75,4	48,6	2,7	2,6
3: Tensão de alimentação com sub-harmônico	Tipo 1	7	73,0	46,8	0,3	0,8
	Tipo 2	8	74,2	48,9	1,5	2,9
	Tipo 3	9	92,8	55,2	20,1	9,2
4: Tensão de alimentação com inter-harmônico	Tipo 1	10	74,7	47,3	2,0	1,3
	Tipo 2	11	76,0	49,0	3,3	3,0
	Tipo 3	12	98,4	54,4	25,7	8,4

ΔT_E : Elevação de temperatura na bobina em relação à temperatura medida para o estudo de caso 1;
 ΔT_N : Elevação de temperatura no núcleo em relação à temperatura medida para o estudo de caso 1.

Fonte: Elaborada pelo autor.

Quando comparados os pontos quentes medidos no transformador para o estudo de caso 1 com os dos demais cenários, nota-se que a temperatura se torna mais elevada à medida que a distorção na forma de onda de corrente e tensão aumentam, e também conforme o tipo de harmônico presente na tensão de alimentação do transformador.

Ressalta-se ainda que tendo o conteúdo harmônico de corrente ocasionado pela carga tipo 3, o transformador sofreu aquecimento superior ao atingido para os casos nos quais supria carga tipo 1 ou tipo 2.

Os resultados pertencentes aos cenários 3 e 4 indicam que o aquecimento do transformador se torna mais crítico quando em sua tensão de alimentação há frequências sub ou inter-harmônicas. E quando comparados entre si, observa-se que casos mais discrepantes ocorreram mediante a presença de inter-harmônico na tensão de alimentação do transformador suprimindo as diferentes cargas. No estudo de caso 12, o ponto mais quente na superfície das bobinas atingiu 25,7°C acima da temperatura máxima medida nas mesmas quando o transformador, sob tensão puramente senoidal, supriu carga linear. Este efeito pode resultar em substancial diminuição da vida útil do equipamento, e agravar o risco de falhas.

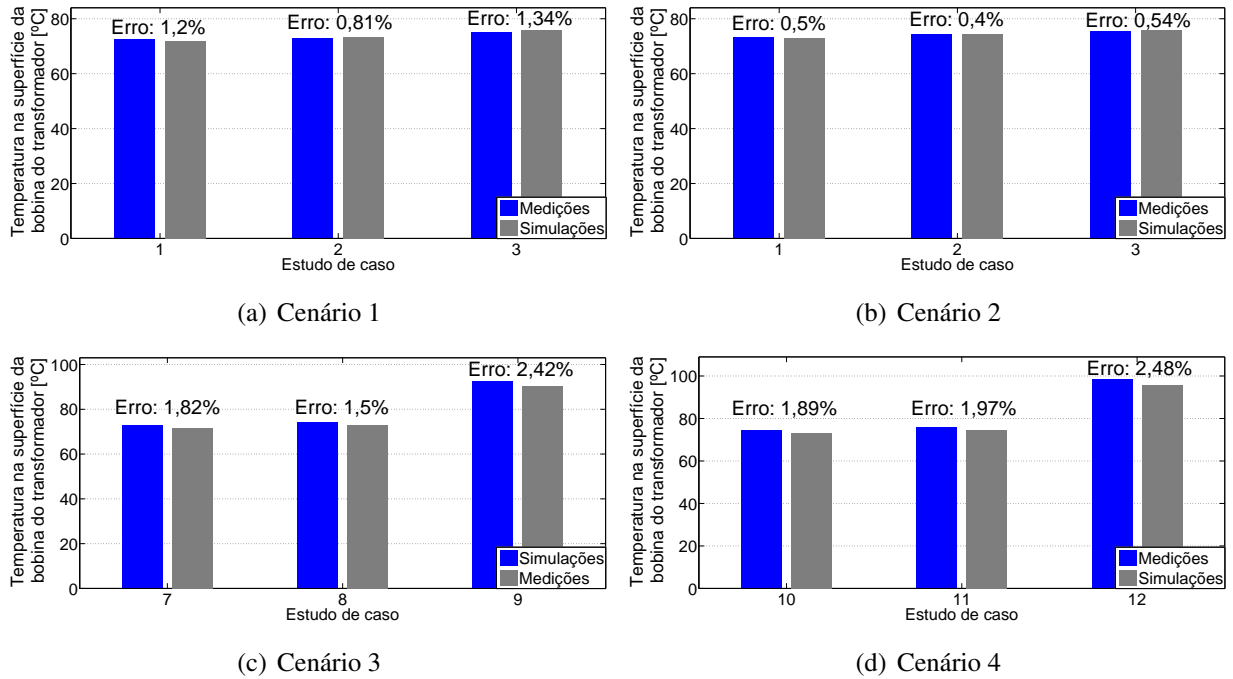
Por outro lado, a mais alta temperatura medida no núcleo do transformador suprindo carga tipo 2 acontece tanto quando há sub-harmônica na tensão de alimentação (estudo de caso 8) como também frequência inter-harmônica (estudo de caso 11), respectivamente, 48,9°C e 49°C. Este fato é semelhante ao que ocorre quando o transformador supre a carga tipo 3 no cenário 3 e 4 (estudos de caso 9 e 12), nos quais a elevação de temperatura no núcleo foi mais acentuada e alcançou, respectivamente, 55,2°C e 54,4°C, correspondendo a uma elevação de temperatura cerca de 9°C acima da temperatura do núcleo em condições lineares de operação.

5.3 Comparação entre os resultados experimentais e computacionais

A fim de verificar a validade do modelo 3D desenvolvido, foram comparados os valores determinados via simulação computacional com aqueles obtidos experimentalmente. O erro percentual relativo entre as temperaturas mais elevadas medidas nos ensaios experimentais, e as temperaturas oriundas das simulações no COMSOL *Multiphysics* são apresentados nas Figuras 5.27 e 5.28, as quais estão relacionadas, respectivamente, à temperatura na superfície das bobinas e do núcleo. O erro médio e máximo, quanto à temperatura na superfície das bobinas, foram iguais, respectivamente, a 1,6% e 2,48%. E 4,22% e 5,9% o erro médio e máximo referentes à temperatura na superfície do núcleo.

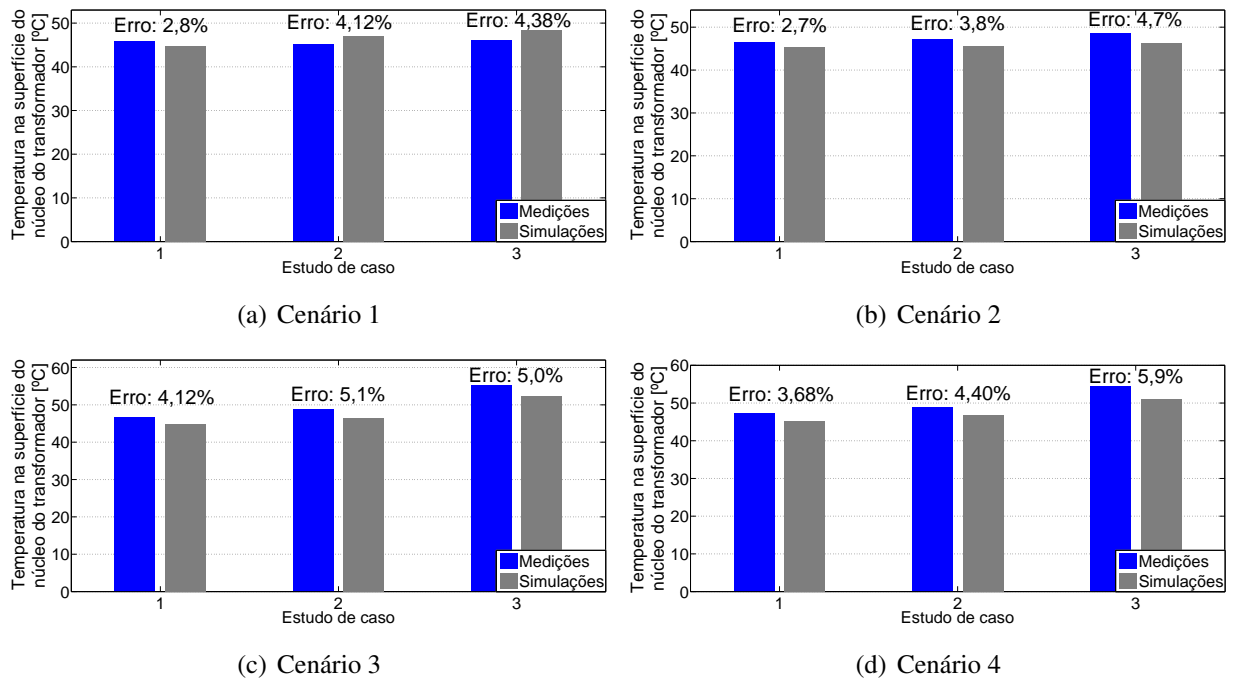
Através das Figuras 5.27 e 5.28 aludidas, percebe-se que os maiores erros do modelo de simulação ocorreram quanto à temperatura na superfície do núcleo. Isto, provavelmente, deve-se ao fenômeno complexo das perdas no núcleo em decorrência de diferentes frequências harmônicas, sub e inter-harmônicas, como também à realização da troca de calor simulada entre o núcleo e o fluido, como também entre as bobinas, além da malha um pouco menos refinada que a definida para os enrolamentos. Entretanto, os erros relacionados à temperatura das bobinas mostraram-se baixos, o que a princípio se pretendia do modelo, uma vez que a estimação da temperatura na bobina exige especial atenção tendo em vista o limite térmico admissível de seu isolamento.

Figura 5.27: Erro entre os resultados de simulação e medições de temperatura na superfície da bobina do transformador para os estudos de caso.



Fonte: Elaborada pelo autor.

Figura 5.28: Erro entre os resultados de simulação e medições de temperatura na superfície superior do núcleo do transformador para os estudos de caso.



Fonte: Elaborada pelo autor.

5.4 Considerações finais

Os ensaios térmicos desenvolvidos permitiram avaliar o nível de relação entre os harmônicos e o desempenho térmico da unidade transformadora trifásica a seco. As medições de temperatura nas partes ativas do transformador revelaram que de fato o conteúdo harmônico das cargas não lineares elevam a temperatura de funcionamento, porém, dependendo do tipo de harmônicos presentes na tensão de alimentação o nível de temperatura tende a exceder ainda mais.

A carga tipo 3 provocou maior aquecimento no transformador, devido ao conteúdo harmônico de corrente superior ao das demais cargas adotadas. Dentre os cenários, nos quais a tensão de alimentação era não senoidal, os cenários 3 e 4, respectivamente, com presença de sub e inter-harmônica, causaram uma elevação maior no comportamento térmico do equipamento, especialmente nos estudos de caso 9 e 12. Sendo que este último implicou a elevação de temperatura mais crítica na superfície da bobina e do núcleo, atingindo, respectivamente, 25,7°C e aproximadamente 9°C em comparação com as temperaturas medidas no transformador para o estudo de caso 1.

Baseado nas medições de temperatura no núcleo, para os estudos de caso 9 e 12, observou-se que as perdas magnéticas na presença de frequência sub-harmônica implicaram em um maior aquecimento do núcleo, isto porque foram maiores que as perdas magnéticas na presença da frequência inter-harmônica. Por outro lado, as perdas em carga na presença de inter-harmônica foram maiores do que na presença de sub-harmônica, devido principalmente ao efeito pelicular, o que levou a temperatura do ponto quente na superfície da bobina para o estudo de caso 12 ser superior à medida no estudo de caso 9.

Ademais, as medições térmicas demonstraram que nos estudos de casos com conteúdos harmônicos semelhantes o transformador experimentou elevações de temperatura divergentes. Nota-se, portanto, que tal fato está vinculado ao tipo de harmônico presente na tensão.

É importante atentar que a temperatura ambiente durante os testes se encontrava em torno de 26°C, e se o equipamento operasse a uma temperatura ambiente superior, a elevação térmica seria ainda mais acentuada para cada estudo de caso. E os pontos quentes no interior das bobinas do secundário deveriam estar com níveis acima dos medidos.

Os erros verificados entre as medições experimentais e os resultados de simulações do modelo 3D do transformador desenvolvido no COMSOL *Multiphysics*, foram considerados aceitáveis. Com o refinamento do modelo utilizado no simulador será possível empregá-lo a fim de prever com maior precisão as características e efeitos térmicos de transformadores em fase de projeto, principalmente na presença de harmônicos.

6 CONCLUSÕES

A diversidade e a proliferação de cargas não lineares têm gerado, em grau maior, harmônicos em redes de distribuição. Isto pode vir a prejudicar os transformadores, dado que as distorções na forma de onda de corrente e tensão aumentam suas perdas e, conseqüentemente, elevam a sua temperatura de operação.

Concernente a isso, ao longo desta dissertação foi efetuado um estudo sobre o impacto térmico em transformadores causado pelos harmônicos e proposto um modelo computacional 3D para estimar a temperatura deste equipamento operando sob condições senoidais e não senoidais. Houve a preocupação em investigar o comportamento térmico do transformador não só apenas na presença de harmônicas, como também submetido sub e inter-harmônicas. Pretendendo-se corroborar sobre o risco aos quais os transformadores de distribuição são acometidos devido à sobrecarga harmônica.

No estudo, utilizou-se um transformador trifásico a seco de 10 kVA, para o qual foram considerados doze estudos de caso, enquadrados em quatro cenários, que foram definidos pelo tipo de tensão de alimentação do transformador. Considerando-se a temperatura máxima nas bobinas e no núcleo para o estudo de caso sob condições senoidais (estudo de caso 1) como parâmetros de referência para a elevação de temperatura causada pelos harmônicos.

Muito embora seja complexo desenvolver um modelo 3D que emule um transformador real, o *software* COMSOL *Multiphysics* possibilitou além disso, a construção de um modelo térmico com o intuito de simular as temperaturas das partes ativas do equipamento para cada estudo de caso.

Pelo que foi exposto no decorrer deste trabalho, chegou-se às seguintes conclusões:

As medições de temperatura indicaram que o conteúdo harmônico de corrente drenado pelas cargas não lineares conduzem a temperaturas de operação mais elevadas no transformador em relação a temperatura de operação para condições senoidais, com destaque maior para os enrolamentos, cujos pontos quentes podem refletir em substancial redução da vida útil de seu isolamento.

Através das medições térmicas referentes aos estudos de caso do cenário 2 percebe-se que tensões harmônicas influenciaram minimamente no aquecimento do transformador, consoante ao que em geral se constata na literatura específica. Entretanto, os resultados alusivos aos cenários 3 e 4 contradizem esta constatação. As frequências sub e inter-harmônicas provocaram um impacto maior no comportamento térmico do equipamento, principalmente nos estudos de caso 9, 11, e 12. Nos casos mais críticos, a elevação temperatura foi igual a 20,1°C e 9,2 °C, respectivamente, no ponto quente medido na superfície da bobina e na superfície superior do núcleo, isso quando o transformador supria carga não linear tipo 3 e com sub-harmônico em

sua tensão de alimentação. Enquanto que suprindo a mesma carga, porém com inter-harmônico em sua alimentação, a elevação atingiu aproximadamente 26°C e 8,5°C nas respectivas partes ativas do transformador.

Observou-se que a elevação de temperatura do transformador depende do tipo de harmônico, e neste estudo os inter-harmônicos revelaram-se mais proeminentes no sobreaquecimento do mesmo, especialmente nas bobinas. Neste contexto, verificou-se que entre os estudos de casos com THD de tensão e/ou corrente semelhante à de outros casos, as temperaturas máximas medidas no transformador divergiam.

Quanto ao modelo 3D apresentado, a sua validação foi realizada confrontando os resultados de simulação com os experimentais. Os valores dos erros calculados foram considerados aceitáveis. Sua utilização proporciona obter valores de forma precisa da temperatura nos enrolamentos, porém devendo ser aprimorado a fim de tornar mais precisa a temperatura simulada no núcleo. Com o refinamento do modelo 3D do transformador, as simulações térmicas no COMSOL *Multiphysics* poderá auxiliar projetos destes equipamentos, pois além de estimar a temperatura, simula o espectro térmico do equipamento.

Em se tratando de transformadores na presença de sub e inter-harmônicos, existem poucos trabalhos neste seguimento de pesquisa, sobretudo à respeito do impacto térmico causado. Uma das possíveis causas, é a necessidade de uma fonte geradora de distúrbios para realização dos experimentos. Sendo assim, ressalta-se também mais esta contribuição do presente trabalho. É importante destacar que os cálculos de projeto de transformador para condições não senoidais segundo a Recomendação IEEE Std C57.110, desconsideram as componentes com frequências não múltiplas inteiras da frequência fundamental. Fato que requer atenção, pois é possível que mesmo dimensionado para suprir cargas não lineares o transformador chegue à sobrecarga na presença de tais componentes, refletindo em sobreaquecimento, como percebido na acentuada elevação de temperatura correspondente aos estudos de caso 9 e 12.

6.1 Trabalhos Futuros

Algumas abordagens relacionadas a este trabalho podem ser exploradas a fim de contribuir para trabalhos futuros. Portanto, sugere-se:

- Desenvolver estudo semelhante: com o transformador a seco suprindo carga nominal, bem como com transformador de distribuição a óleo;
- Implementar o refinamento do modelo 3D do transformador, particularmente quanto a estimação de temperatura do núcleo;
- Realizar estudos térmicos em transformadores que operam na rede de distribuição suprindo cargas não lineares balanceadas e desbalanceadas.

REFERÊNCIAS

- 10295, N. ABNT - *Transformadores de Potência secos, especificação, NBR 10295*. [S.l.], Maio 1988.
- 7034, N. ABNT - *Materiais isolantes elétricos - Classificação Térmica, NBR 7034*. [S.l.], 1981.
- AGRAWAL, B. L.; FARMER, R. G. Effective damping for ssr analysis of parallel turbine-generators. *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 3, n. 4, p. 1441–1448, Nov 1988.
- AGUIAR, F. J. P. de. *Influência da Não-conformidade Senoidal da Tensão de Alimentação nas Perdas de Magnetização em Transformadores de Potência*. Dissertação — Universidade Federal do Ceará, 2005.
- AKAGI, H. Active harmonic filters. *Proceedings of the IEEE*, v. 93, n. 12, p. 2128–2141, Dec 2005.
- AKAGI, H. Modern active filters and traditional passive filters. *Bulletin of the Polish Academy of sciences, Technical sciences*, v. 54, n. 3, 2006.
- ANEEL, A. N. de E. E. *PRODIST Módulo 8 - Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional Qualidade da Energia Elétrica*. [S.l.], Jan. 2015.
- ARRILLAGA, J.; BRADLEY, D.; P.S.BODGER. *Power System Harmonics*. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2003.
- ARRILLAGA, J.; WATSON, B. C.; R.WOOD, A. *Power System Harmonics Analysis*. [S.l.: s.n.], 1997.
- ARRILLAGA, J.; WATSON, N. R.; CHEN, S. *Power System Quality Assessment*. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2000.
- ARSLAN, E.; BALCI, M.; HOCAOGLU, M. An analysis into the effect of voltage harmonics on the maximum loading capability of transformers. In: *Harmonics and Quality of Power (ICHQP), 2014 IEEE 16th International Conference on*. [S.l.: s.n.], 2014. p. 616–620.
- ARSLAN, E.; SAKAR, S.; BALCI, M. On the no-load loss of power transformers under voltages with sub-harmonics. In: *Energy Conference (ENERGYCON), 2014 IEEE International*. [S.l.: s.n.], 2014. p. 228–233.
- BARRAWI, A. A. *Experimental Study and Comparative Analysis of Transformer Harmonic Behaviour under Linear and Nonlinear Load Conditions*. Dissertação (Master thesis) — Graduate School of Applied Sciences of Near East University, 2012.
- BARTLEY, P. W. H. Analysis of transformer failures. *International Association of Engineering Insurers 36th Annual Conference*, Stockholm, 2003.

BARTLEY, W. H. Analysis of transformer failures - hartford steam boiler inspection insurance company. *Doble Engineering Company, 79th Annual International Doble Client Conference*, 2012.

BORTOLUZZI, A. P.; CARVALHO, R. J. Efeito das distorções harmônicas na elevação de temperatura de transformadores a seco. *Simpósio Brasileiro de Sistemas de Energia (SBSE)*, 2012.

CAMARGO, J. M. de. *Análise do Desempenho Térmico e Vida Útil de Transformadores Alimentando Cargas Não Lineares*. Dissertação — Universidade Federal de Uberlândia, 2005.

CAZACU, E.; PETRESCU, L. Derating the three-phase power distribution transformers under nonsinusoidal operating conditions: A case study. In: *Harmonics and Quality of Power (ICHQP), 2014 IEEE 16th International Conference on*. [S.l.: s.n.], 2014. p. 488–492.

COCKCROFT, J. et al. An electric harmonic analyser. *Electrical Engineers, Journal of the Institution of*, v. 63, n. 337, p. 69–, January 1925.

COELHO, R. R. A. *Aplicação do Método dos Elementos Finitos como Auxílio ao Projeto e ao Comissionamento de Sistemas de Aterramento Elétrico*. Dissertação — Universidade Federal do Ceará, 2015.

COMSOL. *COMSOL Multiphysics A Plataforma Para Modelagem e Simulação Com Base em Físicas*. [S.l.], Disponível em: <<https://br.comsol.com/comsol-multiphysics>>. Acesso em: 15 out. 2015.

COMSOL. *COMSOL Multiphysics Wins 2014 Product of the Year Award*. [S.l.], Disponível em: <<https://www.comsol.eu/blogs/comsol-multiphysics-wins-2014-product-of-the-year-award/>>. Acesso em: 30 mar. 2015.

COMSOL, M. *Heat Transfer Module - Software Para a Modelagem Geral de Transferência de Calor em Sólidos e Fluidos*. [S.l.], Disponível em: <<http://br.comsol.com/heat-transfer-module>>. Acesso em: 5 abr. 2015.

DALILA, M.; KHALID, M.; SHAH, M. M. Distribution transformer losses evaluation under non-linear load. In: *Power Engineering Conference, 2009. AUPEC 2009. Australasian Universities*. [S.l.: s.n.], 2009. p. 1–6.

DAUT, I. et al. Harmonic content as the indicator of transformer core saturation. In: *Power Engineering and Optimization Conference (PEOCO), 2010 4th International*. [S.l.: s.n.], 2010. p. 382–385.

DEOKAR, S.; WAGHMARE, L. Impact of power system harmonics on insulation failure of distribution transformer and its remedial measures. In: *Electronics Computer Technology (ICECT), 2011 3rd International Conference on*. [S.l.: s.n.], 2011. v. 3, p. 136–140.

DIAS, G. D. A. *Harmônicas em Sistemas Industriais*. 2a. ed. [S.l.]: Edipucrs, 2002.

DOE. *United States Department of Energy - Large Power Transfrmers and the U.S.Electric Grid*. [S.l.], 2014.

DOMINGUES, E. G. *Contribuições à Modelagem de Transformadores Trifásicos e Especiais Utilizando o Simulador SABER*. Dissertação — Universidade Federal de Uberlândia, 1996.

DUGAN, R. E. *Electrical Power Systems Quality*. [S.l.]: CRC Press, 2002.

EMANUEL, A. E.; WANG, X. Estimation of loss of life of power transformers supplying nonlinear loads. *Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on*, PAS-104, n. 3, p. 628–636, March 1985.

EPE. *Empresa de Pesquisa Energética - Anuário Estatístico de Energia Elétrica*. [S.l.], 2014.

FACCIOLI, G. Triple harmonics in transformers. *American Institute of Electrical Engineers, Journal of the*, v. 41, n. 5, p. 351–359, May 1922. ISSN 0360-6449.

FERREIRA, D. A. P. *Análise de falhas em transformadores de distribuição por metodologia forense*. Dissertação — Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2013.

FITZGERALD CHARLES KINGSLEY, S. D. U. A. E. *Máquinas Elétricas*. 6. ed. Porto Alegre: Bookman, 2006.

FRELIN, W. et al. Transformer winding losses evaluation when supplying non linear load. In: *Universities Power Engineering Conference (UPEC), 2009 Proceedings of the 44th International*. [S.l.: s.n.], 2009. p. 1–5.

FUCHS, E.; YILDIRIM, D.; GRADY, W. Measurement of eddy-current loss coefficient per- r , derating of single-phase transformers, and comparison with k-factor approach. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, v. 15, n. 1, p. 148–154, Jan 2000.

FUCHS, E. F.; MASOUM, M. A. S.; LADJEVARDI, M. Effects on distribution feeders from electronic loads based on future peak-load growth. p. 15–17, Jun 2005.

FUCHS, M. A. M. E. F. *Power Quality in Power Systems and Electrical Machines*. [S.l.]: Elsevier Academic Press, 2008.

FUJITA, H.; YAMASAKI, T.; AKAGI, H. A hybrid active filter for damping of harmonic resonance in industrial power systems. *Power Electronics, IEEE Transactions on*, v. 15, n. 2, p. 215–222, Mar 2000.

GALLI, A.; COX, M. Temperature rise of small oil-filled distribution transformers supplying nonsinusoidal load currents. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, v. 11, n. 1, p. 283–291, Jan 1996.

GALLO, D. et al. On the effects of voltage subharmonics on power transformers: a preliminary study. In: *Harmonics and Quality of Power, 2004. 11th International Conference on*. [S.l.: s.n.], 2004. p. 501–506.

GEDULDIT, O.; HOFSAJER, I.; JAFFA, V. The impact and consequences of power system harmonics on power plant equipment operating at thermal limits. *SAUPEC Conference*, 2003.

GEDULDIT, O. C. *The Impact of Harmonic Distortion on Power Transformers Operating Near The Thermal Limit*. Dissertação — University of Johannesburg, 2005.

GOURISHANKAR, V. *Conversión de energía electromecánica*. 1. ed. México: Representaciones y Servicios de Ingeniería, 1975.

- GRADY, W. M.; SANTOSO, S. Understanding power system harmonics. *IEEE Power Engineering Review*, THE IEEE, INC., v. 21, n. 11, p. 8–11, 2001.
- IEEE.STD.519. *IEEE Standard 519 - Recommended Practice and Requirements for Harmonic Control in Electric Power Systems*. [S.l.], Jun 2014.
- IEEE.STD.C57110. *IEEE Standard C57.110 - Recommended Practice for Establishing Liquid-Filled and Dry-Type Power and Distribution Transformer Capability When Supplying Nonsinusoidal Load Currents*. [S.l.], Aug 2008.
- IEEE.STD.C571201. *IEEE Standard C57.12.01 - General Requirements for Dry-Type Distribution and Power Transformers*. [S.l.], Feb 2015.
- IEEE.STD.C571291. *IEEE Standard C57.12.91 - Test Code for Dry-Type Distribution and Power Transformers*. [S.l.], Feb 2012.
- IEEE.STD.C57134. *IEEE Standard C57.134 - IEEE Guide for Determination of Hottest-Spot Temperature in Dry-Type Transformers*. [S.l.], Jan 2014.
- IEEE.STD.C5791. *IEEE Standard C57.91 - IEEE Guide for Loading Mineral-Oil-Immersed Transformers and Step-Voltage Regulators*. [S.l.], Mar 2011.
- INCROPERA, A. E. F. P.; DEWITT, D. P. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. [S.l.]: John Willey & Sons, 2002.
- KASSICK, E. V. *Harmônicas em Sistemas Industriais de Baixa Tensão*. [S.l.], 2000.
- KEFALAS, T.; KLADAS, A. Harmonic impact on distribution transformer no-load loss. *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, v. 57, n. 1, p. 193–200, Jan 2010.
- KEMP, P. A practical method of harmonic analysis. *Electrical Engineers, Journal of the Institution of*, v. 57, n. 2, p. 85–91, 1919.
- KENNEDY, S.; IVEY, C. Application, design and rating of transformers containing harmonic currents. In: *Pulp and Paper Industry Technical Conference, 1990, Conference Record of 1990 Annual*. [S.l.: s.n.], 1990. p. 19–31.
- KLINE, A. D. Transformers in scr converter circuits. *Conference Record of the Applications Society, IEEE*, p. 456–458, 1981.
- LANGELLA, R.; TESTA, A.; EMANUEL, A. On the effects of subsynchronous interharmonic voltages on power transformers: Three phase units. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, v. 23, n. 4, p. 2461–2471, Oct 2008.
- LIN, D.; FUCHS, E. Real-time monitoring of iron-core and copper losses of transformers under(non)sinusoidal operation. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, v. 21, n. 3, p. 1333–1341, July 2006.
- LISITA, L. R. *Determinação de Perdas, Eficiência e Potência Máxima de Transformadores de Distribuição Alimentando Cargas Não Lineares*. Dissertação — Universidade Federal de Goiás, 2004.

- LPQI. *Guia de Aplicação de Qualidade de Energia - Inter-harmônicas*. Leonardo Power Quality Initiative - Comissão Europeia e International Copper Association ICA. [S.l.], Jul. 2004.
- MAKAROV, S.; EMANUEL, A. Corrected harmonic loss factor for transformers supplying nonsinusoidal load currents. In: *Harmonics and Quality of Power, 2000. Proceedings. Ninth International Conference on*. [S.l.: s.n.], 2000. v. 1, p. 87–90 vol.1.
- MARTIN, J. S. et al. Interharmonics power losses estimation in power transformer fed high power cycloconverter drive. In: *Industry Applications Society Annual Meeting, 2008. IAS '08. IEEE*. [S.l.: s.n.], 2008. p. 1–5.
- MASOUM, M.; MOSES, P.; MASOUM, A. Derating of asymmetric three-phase transformers serving unbalanced nonlinear loads. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, v. 23, n. 4, p. 2033–2041, Oct 2008.
- MASRI, S.; AZIZAN, M.; KAMAROL, M. M. Measuring temperature rise at transformer core under nonlinear loading. In: *Electrical, Control and Computer Engineering (INECCE), 2011 International Conference on*. [S.l.: s.n.], 2011. p. 333–337.
- METWALLY, I. Failures, monitoring and new trends of power transformers. *Potentials, IEEE*, v. 30, n. 3, p. 36–43, May 2011.
- MONTEIRO, H. L. M. *Cálculo de Harmônicos e Inter-harmônicos Baseado na Norma IEC 61000-4-7*. Dissertação — Universidade Federal de Juiz de Fora, 2014.
- MORAIS, E. E. C. *Filtro Híbrido de dupla Sintonia a Quatro Fios e a Quatro Braços*. Dissertação — Universidade Federal do Ceará, UFC, 2014.
- MORI, C. K. *Distorções Harmônicas: Estudo de Caso de uma Planta Industrial*. Dissertação (Trabalho de Conclusão de Curso) — Universidade Tecnológica Federal do Paraná, 2014.
- MOSES, P.; MASOUM, M. Three-phase asymmetric transformer aging considering voltage-current harmonic interactions, unbalanced nonlinear loading, magnetic couplings, and hysteresis. *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, v. 27, n. 2, p. 318–327, June 2012.
- NERYS, J. et al. Additional loss in the core of three phase transformers feeding non linear loads. *Latin America Transactions, IEEE (Revista IEEE America Latina)*, v. 2, n. 1, p. 48–56, March 2004.
- NING, W.; DING, X. Three-dimensional finite element analysis on fluid thermal field of dry-type transformer. In: *Instrumentation, Measurement, Computer, Communication and Control (IMCCC), 2012 Second International Conference on*. [S.l.: s.n.], 2012. p. 516–519.
- OLIVEIRA J. R. COGO, J. P. G. A. J. C. D. *Transformadores - Teoria e Ensaios*. [S.l.]: Edigard Brucher, 1984.
- PIERCE, L. Thermal considerations in specifying dry-type transformers. *Industry Applications, IEEE Transactions on*, v. 30, n. 4, p. 1090–1098, Jul 1994.
- PIERCE, L. Transformer design and application considerations for nonsinusoidal load currents. *Industry Applications, IEEE Transactions on*, v. 32, n. 3, p. 633–645, May 1996.

- REAL, P. J. de M. M. F. V. *Modelação por Elementos Finitos do Comportamento Térmico e Termo-Elástico de Sólidos Sujeitos a Elevados Gradientes Térmicos*. Dissertação — Universidade do Porto, 1988.
- SAID, D.; NOR, K.; MAJID, M. Analysis of distribution transformer losses and life expectancy using measured harmonic data. In: *Harmonics and Quality of Power (ICHQP), 2010 14th International Conference on*. [S.l.: s.n.], 2010. p. 1–6.
- SANTOS, F. M. *Qualidade de Energia - Comparação das Normas IEC 61000-3-2 e IEEE 519*. [S.l.], 2007.
- SANTOS, L. dos. *Cálculo das Perdas Técnicas dos Transformadores de Distribuição, Operando em Ambiente Não-Senoidal*. Dissertação — Universidade Estadual Paulista, UNESP, 2006.
- SANTOSO, S. et al. *Electrical Power Systems Quality*. 2ed. ed. Hoboken, New Jersey: McGraw-Hill, 2002.
- SEN, P. Application guidelines for dry-type distribution power transformers. In: *Industrial and Commercial Power Systems, 2003. 2003 IEEE Technical Conference*. [S.l.: s.n.], 2003. p. 105–110.
- SHAREGHI, M. et al. Effects of current and voltage harmonics on distribution transformer losses. In: *Condition Monitoring and Diagnosis (CMD), 2012 International Conference on*. [S.l.: s.n.], 2012. p. 633–636.
- SHARIFIAN, M.; FAIZ, J. Derating of distribution transformers for non-linear loads. *Eur. Trans. Elect. Power*, v. 16, n. 2, p. 189–203, 2006.
- SHARIFIAN, M. et al. Derating of distribution transformers for non-sinusoidal load currents using finite element method. In: *Electronics, Circuits and Systems, 2003. ICECS 2003. Proceedings of the 2003 10th IEEE International Conference on*. [S.l.: s.n.], 2003. v. 2, p. 754–757 Vol.2.
- SINGH, R.; SINGH, A. Causes of failure of distribution transformers in india. *International Conference on Environment and Electrical Engineering*, p. 388–391, 2010.
- SOH, T. et al. Experimental study on the impact of harmonics on transformer. In: *Power Engineering and Optimization Conference (PEOCO), 2013 IEEE 7th International*. [S.l.: s.n.], 2013. p. 686–690.
- SOUZA, D. C. P. *Falhas e defeitos ocorridos em transformadores de potência do sistema elétrico da Celg, nos últimos 28 anos: um estudo de caso*. Dissertação — Universidade Federal de Goiás, Escola de Engenharia Elétrica e Computação, 2008.
- SOUZA, R. M. de. *O Método dos Elementos Finitos Aplicado ao Problema de Condução de Calor*. [S.l.], Maio 2003.
- STEINMETZ, C. P. *Theory and Calculation of Alternating Current Phenomena*. [S.l.]: McGraw-Hill, 1916.

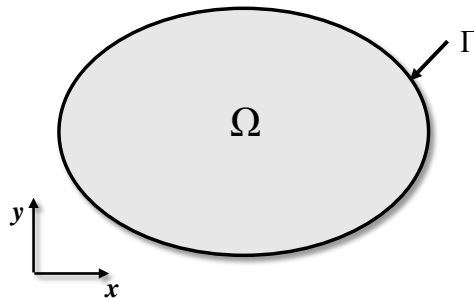
- STEINMETZ, T.; CRANGANU-CRETU, B.; SMAJIC, J. Investigations of no-load and load losses in amorphous core dry-type transformers. In: *Electrical Machines (ICEM), 2010 XIX International Conference on*. [S.l.: s.n.], 2010. p. 1–6.
- TAHERI, S. et al. Effect of power system harmonics on transformer loading capability and hot spot temperature. In: *Electrical Computer Engineering (CCECE), 2012 25th IEEE Canadian Conference on*. [S.l.: s.n.], 2012. p. 1–4.
- VEDAM, R. S.; SARMA, M. S. *Power Quality var Compensation in Power Systems*. [S.l.]: CRC Press, 2009.
- WAGNER, V. E. et al. Effects of harmonics on equipment. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, v. 8, n. 2, p. 672–680, 1993.
- WEG, W. E. E. S. *Guia Técnico - Motores de indução alimentados por inversores de frequência PWM*. [S.l.], Nov. 2009.
- WELLARD, A. Transformer study committee 12 report back. 2002.
- ZIMATH, S. et al. Desenvolvimento de um dispositivo indicador de sobrecargas de longa duração para transformadores de distribuição. *O Setor Elétrico*, n. 107, Dezembro 2014.

ANEXO A – APLICAÇÃO DO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS AO PROBLEMA DE CONDUÇÃO DE CALOR

Considerando-se o domínio e a condição de contorno representados na Figura A.1, e seja $Q(x,y)$ a taxa de geração de calor interna ou fonte de calor (por unidade de volume e tempo) e $q_x(x,y)$ e $q_y(x,y)$ as componentes do vetor fluxo de calor em um ponto (x,y) do corpo Ω :

$$\mathbf{q} = \mathbf{q}(x,y) = \begin{bmatrix} q_x(x,y) \\ q_y(x,y) \end{bmatrix}. \quad (\text{A.1})$$

Figura A.1: Corpo bidimensional com domínio Ω e contorno Γ , com referência a um sistema de coordenadas cartesianas (x,y) .

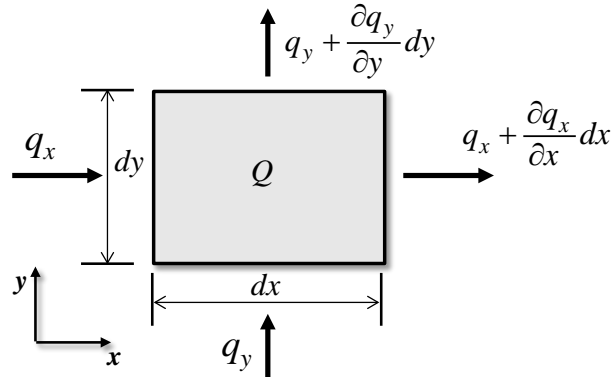


Fonte: Adaptada de Real (1988).

A exemplo, a equação que governa o problema de calor em um meio bidimensional em regime estacionário pode ser deduzida considerando-se um elemento diferencial de lados dx e dy , e com fluxo de calor atravessando o contorno do elemento, conforme representado na Figura A.2.

Considerando-se que a espessura do corpo é unitária, a taxa de calor gerado no corpo é igual a $Qdxdy$. Se as faces anterior e posterior indicadas na Figura A.2 forem isoladas termi-

Figura A.2: Elemento diferencial com fluxo de calor atravessando o contorno do elemento.



Fonte: Adaptada de Souza (2003).

camente, então a seguinte condição deve ser satisfeita:

$$Qdx dy + q_x dy + q_y dx = (q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} dx) dy + (q_y + \frac{\partial q_y}{\partial y} dy) dx \quad (\text{A.2})$$

Cancelando os termos repetidos, e dividindo a equação resultante por $dx dy$ chega-se à equação que governa o problema estacionário de condução de calor:

$$-\frac{\partial q_x}{\partial x} - \frac{\partial q_y}{\partial y} + Q = 0, \text{ em } \Omega. \quad (\text{A.3})$$

De forma mais compacta (A.3) pode ser:

$$-\nabla^T \mathbf{q} + Q = 0, \text{ em } \Omega. \quad (\text{A.4})$$

$$\nabla = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} \\ \frac{\partial}{\partial y} \end{bmatrix}. \quad (\text{A.5})$$

∇ denota o operador diferencial, tal que:

$$\nabla^T \mathbf{q} = \left(\frac{\partial}{\partial x} \quad \frac{\partial}{\partial y} \right) \begin{Bmatrix} q_x \\ q_y \end{Bmatrix} = \frac{\partial q_x}{\partial x} + \frac{\partial q_y}{\partial y} = \text{div} \mathbf{q}. \quad (\text{A.6})$$

No caso de fluxo unidimensional, observa-se fisicamente que o fluxo de calor em uma direção é proporcional à taxa de variação da temperatura T naquela direção. Assim, tem-se que:

$$q_x = -C_{tx} \frac{\partial T}{\partial x}, \quad (\text{A.7})$$

onde: C_t é o coeficiente de condutividade térmica (calor por unidade de comprimento, tempo e temperatura).

Para o caso mais geral (bi ou tridimensional), observa-se que o vetor fluxo é a função

do gradiente de temperatura T :

$$\mathbf{q} = -\mathbf{C}_t \nabla T. \quad (\text{A.8})$$

Para um meio isotrópico e homogêneo, tem-se a equação de Poisson:

$$C_t \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + Q = 0, \quad (\text{A.9})$$

Pode-se obter ainda (A.10) a partir de (A.9).

$$C_t \nabla^2 T + Q = 0, \quad (\text{A.10})$$

$$\nabla^2 T = \left(\frac{\partial}{\partial x} \quad \frac{\partial}{\partial y} \right) \left[\begin{array}{c} \frac{\partial}{\partial x} \\ \frac{\partial}{\partial y} \end{array} \right] T = \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2}, \quad (\text{A.11})$$

onde: ∇ é o operador Laplaciano.

Em um meio bidimensional e em regime estacionário, considerando-se a imposição de temperatura e de fluxo de calor como condições de contorno para o problema de condução de calor, como representado na Figura A.3, as equações que governam o problema, na forma forte, são resumidamente:

1. Equação que governa o problema:

$$-\nabla^T \mathbf{q}(T) + Q = 0, \text{ em } \Omega. \quad (\text{A.12})$$

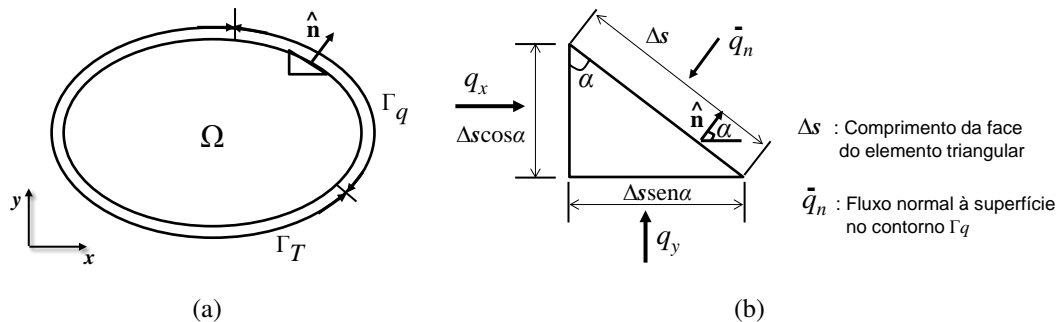
2. Relação constitutiva do meio:

$$\mathbf{q}(T) = -\mathbf{C}_t \nabla T, \text{ em } \Omega. \quad (\text{A.13})$$

3. Condições de contorno:

$$T = \bar{T}, \text{ em } \Gamma_T, -\mathbf{q}^T \hat{\mathbf{n}} = \bar{q}_n, \text{ em } \Gamma_q. \quad (\text{A.14})$$

Figura A.3: Equilíbrio de fluxo de calor no contorno. a) Corpo com detalhe do elemento infinitesimal no contorno; b) fluxos de calor no elemento infinitesimal.



Fonte: Adaptada de Souza (2003).

O problema de condução de calor consiste em se resolver a equação diferencial parcial (A.12), considerando a relação constitutiva (A.13) do material, e satisfazendo as condições de contorno (A.14). Estas equações são expressas na forma forte, significando que devem ser satisfeitas pontualmente, ou seja, para qualquer ponto (x,y) do meio. A obtenção da forma fraca das equações que governa o problema baseia-se no estabelecimento de equações integrais sobre o domínio Ω e o contorno Γ do corpo, referentes à satisfação destas equações em um sentido "médio" (ao contrário do sentido restrito pontual da forma forte).

No problema de condução do calor, os elementos empregados na análise devem possuir um grau de liberdade por nó, independentemente da dimensão do problema (se uni, bi ou tridimensional). As incógnitas principais são as temperaturas nodais, ou seja, são os valores do campo de temperaturas avaliados nos nós da malha. Essas temperaturas nodais podem ser armazenadas em um arranjo unidimensional (vetor) da seguinte maneira:

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ \vdots \\ T_{N_g} \end{bmatrix}, \quad (\text{A.15})$$

onde: T_1 é a temperatura correspondente ao grau de liberdade por nó 1; T_2 é a temperatura correspondente ao grau de liberdade por nó 2, e assim por diante, até o número de graus de liberdade N_g da malha.

Através do MEF, a equação diferencial que governa o problema é transformada em um sistema de equações algébricas do tipo:

$$\mathbf{C}_{ip} \mathbf{T} = \mathbf{F}, \quad (\text{A.16})$$

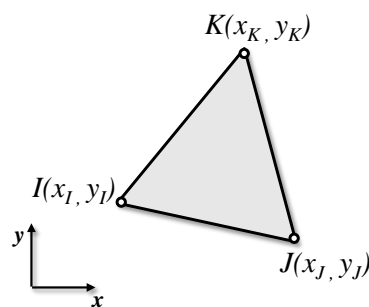
onde: \mathbf{C}_{1p} é a matriz de condutividade do problema, de ordem $N_g \times N_g$, e \mathbf{F} é um vetor de coeficientes, de ordem $N_g \times 1$, e \mathbf{T} é o vetor de incógnitas.

$$\mathbf{F} = \begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ F_3 \\ \vdots \\ F_{N_g} \end{bmatrix}, \quad (\text{A.17})$$

onde: F_1 é a fonte de calor correspondente ao grau de liberdade do nó 1, F_2 é a temperatura correspondente ao grau de liberdade por nó 2, e assim por diante, até o número de graus de liberdade N_g da malha.

A partir dos valores das temperaturas nos nós de um elemento pode-se determinar o valor do campo de temperatura em um ponto qualquer no interior do elemento, realizando-se uma interpolação dos valores nodais. Esta interpolação pode ser linear, quadrática, ou referente a qualquer outra função polinomial, dependendo do número de nós do elemento. Também é possível utilizar outras funções de interpolação além das funções polinomiais, tais como funções trigonométricas, exponenciais, entre outras. Um dos elementos finitos mais simples já desenvolvidos é o elemento triangular com interpolação linear. Este elemento apresenta uma forma triangular, com três nós I, J, C posicionados nos vértices do triângulo, conforme indica a Figura A.4.

Figura A.4: Elemento finito triangular linear, com referência ao sistema de eixos cartesianos.



Fonte: Adaptada de (SOUZA, 2003).

Na Figura A.4 estão indicadas as coordenadas (x_I, y_I) , (x_J, y_J) e (x_C, y_C) , dos nós I, J , e C , respectivamente, do elemento triangular. Estas coordenadas são fornecidas como dados de entrada do problema.

O elemento triangular linear, quando utilizado em problemas de condução de calor, possui um grau de liberdade por nó, totalizando três graus de liberdade, quais sejam os valores

T_I , T_J , e T_C . Estes graus de liberdade correspondem ao valor do campo de temperatura avaliado nos nós I , J , e C do elemento. Estes graus de liberdade são armazenados no vetor de temperaturas nodais \mathbf{T}^e do elemento, conforme (A.18)

$$\mathbf{T}^e = \begin{bmatrix} T_I \\ T_J \\ T_C \end{bmatrix}. \quad (\text{A.18})$$

Como o MEF baseia-se em quatro etapas: Discretização do domínio em um número finito de sub-regiões; Seleção das funções de interpolação; Formulação do sistema de equações; Resolução do sistema de equações obtido; As etapas de análise para o problema de condução de calor são descritas resumidamente a seguir:

1. Montagem da matriz de condutividade do material para cada elemento:

$$\mathbf{C}_t = \mathbf{C}_t(x, y) = \begin{bmatrix} C_{xx}(x, y) & C_{xy}(x, y) \\ C_{xy}(x, y) & C_{yy}(x, y) \end{bmatrix}. \quad (\text{A.19})$$

2. Montagem da matriz com as derivadas das funções de forma para cada elemento:

$$\mathbf{D} = \frac{1}{2A_t} \begin{bmatrix} (y_J - y_K) & (y_K - y_I) & (y_I - y_J) \\ (x_K - x_J) & (x_J - x_K) & (x_J - x_I) \end{bmatrix}. \quad (\text{A.20})$$

3. Determinação da matriz de condutividade para cada elemento:

$$\mathbf{C}_{tp}^e = \int_{\Omega^e} \mathbf{D}^T \mathbf{C}_t \mathbf{D} d\Omega. \quad (\text{A.21})$$

Para o caso particular do elemento triangular linear, com material homogêneo, as matrizes \mathbf{C} e \mathbf{D} são constantes (independentes de x e y). Assim, a matriz de condutividade do elemento pode ser obtida como:

$$\mathbf{C}_{tp}^e = \mathbf{D}^T \mathbf{C}_t \mathbf{D} A_t. \quad (\text{A.22})$$

4. Determinação do vetor de fontes ou fluxos nodais para cada elemento:

$$\mathbf{F}^e = \int_{\Omega^e} \mathbf{N}^T Q d\Omega + \int_{\Gamma_q^e} \mathbf{N}^T \bar{q}_n d\Gamma + \mathbf{F}_c^e. \quad (\text{A.23})$$

Para o caso particular do elemento triangular linear, com fonte Q constante, e fluxo normal

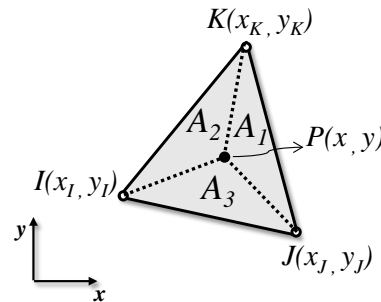
prescrito no contorno do elemento \bar{q}_n nulo, o vetor \mathbf{F} pode ser obtido como:

$$\mathbf{F}^e = \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{bmatrix} QA_t t + \mathbf{F}_c^e. \quad (\text{A.24})$$

Sendo A_t a área do elemento. Dependendo das coordenadas naturais do triângulo, como indicadas na Figura A.5, \mathbf{N} é a matriz de funções de forma:

$$\mathbf{N}(x, y) = \begin{bmatrix} \frac{A_1(x, y)}{A_t} & \frac{A_2(x, y)}{A_t} & \frac{A_3(x, y)}{A_t} \end{bmatrix}. \quad (\text{A.25})$$

Figura A.5: Sub-áreas no interior do elemento, definidas por um ponto P de coordenadas (x, y) .



Fonte: Adaptada de (SOUZA, 2003).

5. Determinação da matriz de incidência e \mathbf{H}^e para cada elemento;

6. Montagem da matriz de condutividade do modelo:

$$\mathbf{C}_{tp} = \sum_{e=1}^{n_e} \mathbf{H}^{eT} \mathbf{C}_{tp}^e \mathbf{H}^e. \quad (\text{A.26})$$

7. Montagem do vetor de fontes nodais do modelo:

$$\mathbf{F} = \sum_{e=1}^{n_e} \mathbf{H}^{eT} \mathbf{F}^e. \quad (\text{A.27})$$

Na verdade, apenas se conhece uma parte deste vetor, denominada \mathbf{F}_0 , em função das condições de contorno. Após a montagem do vetor \mathbf{F} total como mostrado acima, extrai-se a parte \mathbf{F}_0 deste vetor, e ignora-se a parte \mathbf{F}_1 , a qual será recalculada posteriormente.

8. Montagem da parte conhecida \mathbf{T}_1 do vetor de temperaturas nodais;

9. Partição do sistema de equações $\mathbf{C}_{tp}\mathbf{T}=\mathbf{F}$, considerando as condições de contorno:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{C}_{00} & \mathbf{C}_{01} \\ \mathbf{C}_{10} & \mathbf{C}_{11} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{T}_0 \\ \mathbf{T}_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{F}_0 \\ \mathbf{F}_1 \end{bmatrix}. \quad (\text{A.28})$$

10. Solução do sistema de equações:

$$\mathbf{T}_0 = \mathbf{c}_{00}^{-1}(\mathbf{F}_0 - \mathbf{C}_{01}\mathbf{T}_1). \quad (\text{A.29})$$

$$\mathbf{F} = \mathbf{C}_{10}\mathbf{T}_0 + \mathbf{C}_{11}\mathbf{T}_1. \quad (\text{A.30})$$

11. Montagem do vetor de temperaturas nodais do modelo:

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} \mathbf{T}_0 \\ \mathbf{T}_1 \end{bmatrix}. \quad (\text{A.31})$$

12. Determinação do vetor de temperaturas nodais de cada elemento, utilizando-se a matriz de incidência:

$$\mathbf{T}^e = \mathbf{H}^e\mathbf{T}. \quad (\text{A.32})$$

13. Determinação do gradiente de temperatura no interior de cada elemento:

$$\nabla T = \mathbf{D}\mathbf{T}^e. \quad (\text{A.33})$$

14. Determinação do fluxo de calor no interior de cada elemento:

$$\mathbf{q} = -\mathbf{C}_t\nabla T. \quad (\text{A.34})$$

Com isto, tem-se a solução do problema de condução de calor por elementos finitos, utilizando-se o elemento triangular linear.