

Análise e Modelação Multifísica de Transformadores Trifásicos

Dante Henrique Neves Santos - a67616

Supervisão científica:

Prof(a). Dr. Ângela P. Ferreira

Prof. Dr. Thiago de Paula Machado Bazzo

Análise e Modelação Multifísica de Transformadores Trifásicos

Dante Henrique Neves Santos - a67616

Dissertação apresentada à Escola Superior de Tecnologia e Gestão de Bragança para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Eletrotécnica e de Computadores, no âmbito da Dupla Diplomação com a Universidade Tecnológica Federal do Paraná

Supervisão científica:

Prof(a). Dr. Ângela P. Ferreira

Prof. Dr. Thiago de Paula Machado Bazzo

Bragança
Julho de 2026

Agradecimentos

Deixo aqui minha gratidão e agradecimentos à minha família, meu alicerce, minha base e minha maior fonte de inspiração e força. Principalmente aos meus pais, que com amor incondicional e dedicação me ensinaram os valores da perseverança e da honestidade. Obrigado pelo apoio inabalável, pelos conselhos e pelo incentivo constante em cada etapa desta jornada. Agradeço por sempre acreditarem em mim, mesmo nos momentos mais difíceis, quando nem eu mesmo acreditava.

Aos demais familiares, que direta ou indiretamente contribuíram para que este momento se tornasse realidade, seja com palavras de incentivo, gestos de carinho ou apoio nos momentos mais desafiadores. Este trabalho é a concretização de um sonho que não seria possível sem o amor e o suporte de vocês. Minha eterna gratidão!

À minha orientadora, Prof(a). Dr. Ângela Ferreira, pela orientação, disponibilidade, paciência e contribuições ao desenvolvimento desta pesquisa. Agradeço também ao Prof. Dr. Thiago Bazzo, pela coorientação, e aceitar esse desafio.

Aos professores e colegas que, direta ou indiretamente, contribuíram para minha formação acadêmica e profissional, seja por meio de aulas, conversas, sugestões ou apoio durante a realização dos ensaios e das simulações. Cada contribuição foi importante para o amadurecimento deste trabalho.

Por fim, agradeço à instituição e aos laboratórios envolvidos, pela infraestrutura disponibilizada e pela oportunidade de desenvolver uma pesquisa aplicada à análise multifísica de transformadores trifásicos. A todos que fizeram parte desta trajetória, deixo meu sincero agradecimento.

Resumo

Este trabalho apresenta o desenvolvimento e a validação de uma metodologia de análise eletromagnética-térmica acoplada aplicada a um transformador trifásico de baixa potência, com potência nominal de 1500 VA, tensão de 380 V/75 V e frequência de 50 Hz. A proposta busca representar de forma integrada os fenômenos eletromagnéticos e térmicos que afetam o desempenho, as perdas e a vida útil do equipamento, reduzindo a dependência de métodos analíticos simplificados e de protótipos físicos. Para isso, foi construído um modelo numérico tridimensional no ambiente Ansys, com simulações eletromagnéticas no Maxwell 3D e térmicas no Icepak, por meio de acoplamento bidirecional.

A caracterização experimental foi realizada por ensaios a vazio, curto-circuito e resistência ôhmica, que forneceram os parâmetros necessários para a calibração do modelo. As perdas obtidas no domínio eletromagnético foram utilizadas como fontes de calor na análise térmica, permitindo estimar a distribuição de temperatura no núcleo e nos enrolamentos em regime permanente. Os resultados simulados apresentaram boa concordância com os dados experimentais disponíveis.

A análise térmica indicou temperaturas máximas compatíveis com os limites das classes de isolamento consideradas, evidenciando a adequação operacional do transformador nas condições nominais simuladas. Embora a validação experimental direta do perfil térmico não tenha sido realizada nesta etapa, a metodologia mostrou-se consistente como ferramenta de apoio ao projeto, à análise de desempenho e ao diagnóstico de transformadores trifásicos.

Palavras-chave: transformador trifásico; análise multifísica; método dos elementos finitos; acoplamento eletromagnético-térmico bidirecional; simulação térmica.

Abstract

This work presents the development and validation of a coupled electromagnetic-thermal analysis methodology applied to a low-power three-phase transformer rated at 1500 VA, 380 V/75 V, and 50 Hz. The study addresses the need to represent, in an integrated manner, the electromagnetic and thermal phenomena that affect machine performance, losses, and service life, reducing reliance on simplified analytical methods and physical prototypes. For this purpose, a three-dimensional numerical model was built in the Ansys environment, combining electromagnetic simulations in Maxwell 3D and thermal simulations in Icepak through bidirectional coupling.

The transformer was experimentally characterized by no-load, short-circuit, and ohmic resistance tests, which provided the parameters required for model calibration and validation. Based on the losses computed in the electromagnetic domain, heat sources were defined for the thermal analysis, enabling the estimation of the spatial temperature distribution in the core and windings under steady-state conditions. The simulated results were compared with the available experimental data, showing good agreement for core losses and total ohmic losses, with deviations within the limits commonly accepted for finite element models. The simulated results showed good agreement with the available experimental data.

The thermal analysis indicated that the predicted maximum temperatures remain compatible with the insulation class limits considered, confirming the operational suitability of the equipment under the simulated nominal conditions. Although direct experimental validation of the thermal profile was not carried out in this stage, the methodology proved to be a consistent tool for design support, performance analysis, and diagnostics of three-phase transformers.

Keywords: three-phase transformer; multiphysics analysis; finite element method; bidirectional electromagnetic-thermal coupling; thermal simulation.

Conteúdo

Agradecimentos	v
Resumo	vi
Abstract	vii
1 Introdução	1
1.1 Motivação	1
1.2 Objetivos	2
1.3 Estrutura do trabalho, metodologia e objeto de estudo	3
1.3.1 Estrutura do trabalho	3
1.3.2 Metodologia e objeto de estudo	4
2 Revisão Bibliográfica	6
2.1 Metodologia de análise de máquinas elétricas	6
2.2 Transformadores trifásicos: conceitos gerais, constituição, materiais e classificação	9
2.2.1 Constituição e materiais do transformador trifásico	11
2.2.2 Tipos de transformadores de potência	20
2.2.3 Princípio de funcionamento	21
2.2.4 Mecanismos de perdas e aquecimento	24
2.2.5 Circuito equivalente e parâmetros operacionais	28
2.2.6 Condições operacionais dos transformadores	30
2.3 Mecanismos de transferência de calor em transformadores trifásicos	32
2.3.1 Condução	34
2.3.2 Convecção	35
2.3.3 Radiação	36

2.3.4	Acoplamento dos mecanismos de transferência de calor	36
3	Metodologia	38
3.1	Visão Geral da Abordagem Metodológica	38
3.2	Método de Elementos Finitos	41
3.2.1	Princípios Fundamentais do Método dos Elementos Finitos	42
3.2.2	Ciclo de Simulação Numérica	42
3.2.3	Malha	43
3.3	Plataforma de Simulação: <i>Ansys Electronics Desktop</i>	45
3.3.1	Ansys - Maxwell	46
3.3.2	Ansys - Icepak	50
3.3.3	Acoplamento Bidirecional Eletromagnético-Térmico	51
3.4	Definições de Modelagem e Simulação Eletromagnética	52
3.4.1	Transformador e Modelagem 3D	53
3.4.2	Definição dos Materiais e Propriedades	55
3.4.3	Configuração da Simulação	57
3.5	Definições de Modelagem e Simulação Térmica	64
3.5.1	Definição dos Materiais e Propriedades	65
3.5.2	Configuração da Simulação	66
3.6	Definições de Modelagem e Simulação Acoplada	69
3.6.1	Configuração Algoritmo de Acoplamento Bidirecional	70
3.6.2	Síntese do Fluxo de Simulação	71
4	Simulações e Resultados	72
4.1	Simulação Magnética - Maxwell	73
4.1.1	Configuração Final Adotada	73
4.1.2	Tensões e Correntes em Regime Permanente	73
4.1.3	Distribuição do Campo Magnético	75
4.1.4	Perdas Ôhmicas por Enrolamento	77
4.1.5	Perdas no Núcleo	78
4.2	Simulação Eletromagnética e Térmica Acoplada	79
4.2.1	Distribuição de Temperatura	79
4.2.2	Convergência do Acoplamento	82
4.2.3	Identificação dos Pontos de Temperatura Máxima	83
5	Ensaio e Validações Experimentais	86

5.1	Ensaio a Vazio	86
5.2	Ensaio de Curto Circuito	87
5.3	Parâmetros do Circuito Equivalente	88
5.4	Metodologia de Validação Experimental	88
5.5	Comparação das Perdas Ôhmicas	89
5.6	Comparação das Perdas no Núcleo	90
5.7	Síntese da Validação Experimental	90
6	Conclusão	92
	Bibliografia	95
A	Características de modelagem	A1
A.1	Modelo 3D do transformador	A1
A.2	Enrolamentos	A3
B	Dados de materiais	B1
B.1	Enrolamentos	B1
B.2	Núcleo Ferromagnético	B3
B.3	Material do fluido - Ar	B4
B.4	Propriedades térmicas dos materiais	B4
C	Memória de Cálculo dos Ensaio Experimentais	C1
C.1	Ensaio a Vazio	C1
C.2	Ensaio de Curto Circuito	C2

Lista de Tabelas

3.1	Dados do transformador estudado	53
3.2	Propriedades gerais dos materiais de núcleo.	57
3.3	Parâmetros de configuração da malha eletromagnética no Maxwell 3D. . .	59
3.4	Número de elementos da malha eletromagnética.	61
3.5	Parâmetros do <i>setup</i> de análise térmica — Icepak.	67
4.1	Síntese dos parâmetros de configuração da simulação.	72
4.2	Perdas ôhmicas médias por enrolamento, em regime permanente (90–110 ms). 77	
4.3	Componentes das perdas no núcleo - regime permanente.	78
4.4	Resultados térmicos da simulação acoplada — regime permanente.	81
4.5	Validação térmica do modelo frente aos critérios de elevação da IEC 60085:2007. 82	
4.6	Evolução da temperatura máxima por iteração de acoplamento.	83
4.7	Resultado de temperatura do modelo térmico do transformador.	84
5.1	Resultados experimentais do ensaio a vazio.	87
5.2	Resultados experimentais do ensaio de curto-circuito.	87
5.3	Parâmetros equivalentes obtidos experimentalmente.	88
5.4	Comparação entre perdas ôhmicas simuladas e experimentais.	89
5.5	Comparação entre perdas no núcleo simuladas e experimentais.	90
5.6	Síntese dos indicadores de validação do modelo.	90
A.1	Dimensões geométricas do transformador trifásico estudado.	A1
A.2	Dados geométricos e elétricos para o cálculo do número de espiras.	A3
B.1	Propriedades gerais dos materiais de cobre utilizados no modelo.	B1
B.2	Parâmetros de calibração magneto-térmica do enrolamento.	B2
B.3	Coeficientes do modelo de Steinmetz para o aço silício do modelo.	B3
B.4	Propriedades físicas do ar utilizadas no modelo Icepak.	B4

B.5	Propriedades térmicas dos materiais.	B4
B.6	Parâmetros de condutividade térmica do enrolamento.	B5

Lista de Figuras

2.1	Vistas esquemáticas de transformadores do tipo (a) Núcleo e (b) Encouraçado.	13
2.2	Detalhes do sistema isolante em um transformador	15
2.3	Diagrama técnico em corte comparando os componentes internos dos transformadores a seco e imersos em óleo.	16
2.4	Exemplo de transformador a seco.	18
2.5	Exemplo de transformador a óleo.	19
2.6	Esquema comparativo do funcionamento dos métodos de resfriamento de transformadores do tipo seco e imersos em líquido (Óleo).	20
2.7	Núcleo magnético simples.	22
2.8	Circuito modelo do transformador real.	29
2.9	Modelo equivalente (a) Referido ao lado primário; (b) referido ao lado secundário.	30
3.1	Fluxograma de trabalho para simulações eletromagnéticas-térmicas acopladas bidirecionalmente.	40
3.2	Elementos finitos típicos: (a) Unidimensionais, (b) bidimensionais, (c) tridimensionais.	44
3.3	Fluxograma genérico para simulações magnéticas via MEF.	53
3.4	Vista da modelagem 3D	54
3.5	Malha tetraédrica gerada para o núcleo do transformador.	60
3.6	Malha tetraédrica gerada para os enrolamentos do transformador, sendo o enrolamento da esquerda o primário e o da direita o secundário.	60
3.7	Definição da seção transversal das bobinas do enrolamento primário	62
3.8	Fluxograma genérico para simulações térmicas via MEF.	64
3.9	Malha gerada pelo Mesher-HD no Icepak.	69

4.1	Tensão imposta no enrolamento primário pelas fontes configuradas.	74
4.2	Tensão induzida no enrolamento secundário pelo circuito eletromagnético. .	74
4.3	Distribuição da densidade de fluxo magnético (B) no núcleo ferromagnético sob condições nominais de operação.	76
4.4	Distribuição vetorial da densidade de fluxo magnético (B) no núcleo ferro- magnético sob condições nominais de operação.	76
4.5	Evolução temporal das perdas no núcleo (<i>Core Loss</i>) obtidas na simulação Maxwell 3D.	78
4.6	Mapa de temperatura para o núcleo do transformador.	79
4.7	Mapa de temperatura para os enrolamentos primários.	80
4.8	Mapa de temperatura para os enrolamentos secundários.	80
4.9	Representação dos pontos de temperatura.	84
A.1	Transformador trifásico de 1500VA, 380/75V a 50Hz	A2
A.2	Placa de dados disponibilizada pela fabricante do equipamento	A2
B.1	Curva BH do material <i>M43_26G</i>	B3
B.2	Estrutura do enrolamento.	B5

Lista de Siglas

AEDT *Ansys Electronics Desktop.*

AF Resfriamento por ar forçado, do inglês *Air Forced.*

AN Resfriamento por ar natural, do inglês *Air Natural.*

CFD Dinâmica dos fluidos computacional, do inglês *Computational Fluid Dynamics.*

FEM Força Eletromotriz.

IEC Comissão Eletrotécnica Internacional, do inglês *International Electrotechnical Commission.*

MEF Método de Elementos Finitos.

ODAF Óleo dirigido e ar forçado, do inglês *Oil Directed Air Forced.*

OFAF Óleo forçado e ar forçado, do inglês *Oil Forced Air Forced.*

OFWF Óleo forçado e água forçada, do inglês *Oil Forced Water Forced.*

ONAF Óleo natural e ar forçado, do inglês *Oil Natural Air Forced.*

ONAN Óleo natural e ar natural, do inglês *Oil Natural Air Natural.*

ONWF Óleo natural e água forçada, do inglês *Oil Natural Water Forced.*

SEP Sistema Elétrico de Potência.

Lista de Símbolos

A	Área transversal normal ao fluxo térmico, m ²
$A_{cilindro}$	Área da secção transversal do cilindro modelado como enrolamento, m ²
$\vec{B}$	Vetor densidade de fluxo magnético, T
$B_{\max}$	Densidade máxima de fluxo magnético, T
$\vec{D}$	Vetor deslocamento elétrico, C/m ²
$\vec{E}$	Vetor campo elétrico, V/m
E_1	Tensão induzida no enrolamento primário, V
E_2	Tensão induzida no enrolamento secundário, V
FF	Fator de Preenchimento - <i>Fill Factor</i> , adimensional
$\vec{H}$	Vetor intensidade de campo magnético, A/m
I_0	Corrente de excitação (ensaio a vazio), A
I_1	Corrente no enrolamento primário, A
I_2	Corrente no enrolamento secundário, A
I_c	Componente ativa da corrente de excitação (perdas no ferro), A
I_{cc}	Corrente de ensaio de curto-circuito, A
I_{liq}	Corrente total envolvida, A
I_m	Componente magnetizante da corrente de excitação, A
I_p	Corrente no enrolamento primário (circuito equivalente), A
I_s	Corrente no enrolamento secundário (circuito equivalente), A
$I_{2,\text{nom}}$	Corrente secundária nominal de fase , A

$\vec{J}$	Vetor densidade de corrente elétrica, A/m ²
$L_{\text{médio}}$	Comprimento médio de uma espira, m
L	Operador diferencial, —
N	Número de espiras de um enrolamento, adimensional
N_1	Número de espiras do enrolamento primário, adimensional
N_2	Número de espiras do enrolamento secundário, adimensional
N_{esp}	Número de espiras por enrolamento, adimensional
$N_{\text{nós}}$	Número total de nós da malha, adimensional
P_0	Potência ativa no ensaio a vazio, W
P_{ad}	Perdas adicionais, W
P_{cc}	Potência ativa no ensaio de curto-circuito, W
P_{Cu}	Perdas no cobre, W
P_{diss}	Potência térmica dissipada, W
P_e	Perdas por corrente parasitas, W
P_{ex}	Perdas excessivas, W
P_{fe}	Perdas no ferro (núcleo magnético), W
P_{gen}	Potência térmica gerada internamente, W
P_h	Perdas por histerese, W
P_{ohm}	Perdas ôhmicas totais (efeito Joule), W
P_{out}	Potência entregue à carga (saída), W
P_{tot}	Potência total dissipada no transformador, W
P	Coordenadas espaciais, adimensional
$P_{\text{ad},i}$	Perdas adicionais totais alocadas na região i, W
Q_0	Potência reativa no ensaio a vazio, var
Q_{cc}	Potência reativa no ensaio de curto-circuito, var
$\vec{Q}_{\text{cond}}$	Calor transferido por condução, W
$\vec{Q}_{\text{conv}}$	Calor transferido por convecção, W
Q_v	Geração volumétrica de calor no núcleo, W/m ³
Q_{diss}	Calor total dissipado ao ambiente, W
Q_{fe}	Geração volumétrica de calor no núcleo, W/m ³

Q_{gen}	Geração volumétrica total de calor, W/m ³
Q_J	Geração volumétrica de calor nos enrolamentos, W/m ³
$\vec{Q}_{\text{rad}}$	Calor transferido por radiação, W
Q_{add}	Geração volumétrica de calor pelas perdas adicionais, W/m ³
R_1	Resistência do enrolamento primário, Ω
R_2	Resistência do enrolamento secundário, Ω
R_c	Resistência do ramo de magnetização (perdas no núcleo), Ω
R_{eq}	Resistência equivalente do circuito, Ω
R_p	Resistência do enrolamento primário (circuito equivalente), Ω
R_s	Resistência do enrolamento secundário (circuito equivalente), Ω
R_{winding}	Resistência equivalente do enrolamento calculada pelo solver, Ω
R_{eqp}	Resistência equivalente referida ao primário, Ω
R_{eqs}	Resistência equivalente referida ao secundário, Ω
R_{carga}	Resistência de carga nominal, Ω
S_0	Potência aparente no ensaio a vazio, VA
S_1	Seção transversal do enrolamento primário, m ²
S_2	Seção transversal do enrolamento secundário, m ²
S_{cc}	Potência aparente no ensaio de curto-circuito, VA
T	Temperatura, °C ou K
T_C	Temperatura de Curie do material magnético, °C ou K
T_s	Temperatura da superfície sólida (convecção), °C ou K
T_{∞}	Temperatura do fluido afastado da superfície, °C ou K
T_1	Temperatura da superfície emissora, °C ou K
T_2	Temperatura da superfície absorvente, °C ou K
V_0	Tensão aplicada no ensaio a vazio, V
V_1	Tensão no enrolamento primário, V
V_2	Tensão no enrolamento secundário, V
V_{cc}	Tensão de ensaio de curto-circuito, V
V_{FF}	Tensão de linha (fase-fase), V
V_{FN}	Tensão de fase (fase-neutro), V
V_p	Tensão primária (circuito equivalente), V

V_s	Tensão secundária (circuito equivalente), V
V_i	Volume total do material que compõe a região i, m ³
$\vec{V}$	Vetor velocidade do fluido, m/s
X_{eq}	Reatância de dispersão equivalente, Ω
X_m	Reatância de magnetização, Ω
X_p	Reatância de dispersão do enrolamento primário, Ω
X_s	Reatância de dispersão do enrolamento secundário, Ω
X_{eqp}	Reatância equivalente referida ao primário, Ω
X_{eqs}	Reatância equivalente referida ao secundário, Ω
Z_{eq}	Impedância equivalente, Ω
a	Relação de transformação, adimensional
c_p	Calor específico à pressão constante, J/(kg·K)
$d\vec{l}$	Elemento diferencial de comprimento, m
$e(t)$	Tensão induzida, V
e_1	Força eletromotriz do enrolamento primário, V
e_2	Força eletromotriz induzida no enrolamento secundário, V
f	Frequência de operação, Hz
f_{ex}	Funções de excitações, adimensional
$\vec{g}$	Vetor aceleração gravitacional, m/s ²
h	Coeficiente de transferência de calor por convecção, W/(m ² ·K) ou W/(m ² ·C)
k	Condutividade térmica do material, W/(m·K) ou W/(m·C)
k_e	Coeficiente de perdas por correntes parasitas, —
k_{ex}	Coeficiente de perdas em excesso, —
k_h	Coeficiente de perdas por histerese, —

k_{av}	Condutividade média, W/m/°C
k_i	Condutividade térmica do material isolante, W/m/°C
l_n	Comprimento do caminho médio no núcleo, m
n	Expoente de Steinmetz (tipicamente 1,5 a 2,5)
p	Pressão do fluido, Pa
$\vec{q}$	Vetor fluxo de calor, W/m ²
$\vec{q}_{\text{cond}}$	Vetor fluxo de calor por condução térmica, W/m ²
r	Resíduo, adimensional
t	Tempo, s
α_{20}	Coefficiente de temperatura do cobre a 20 °C, K ⁻¹
ε	Emissividade da superfície, adimensional
ε_0	Permitividade do vácuo, F/m
ε_r	Permitividade relativa do material, adimensional
μ	Permeabilidade magnética do material, H/m
μ_0	Permeabilidade do vácuo, H/m
μ_r	Permeabilidade relativa do material, —
μ_{din}	Viscosidade dinâmica do fluido, Pa·s
ϕ	Variável de campo genérica (MEF), —
ϕ^*	Solução aproximada (MEF), adimensional
φ	Ângulo de defasagem tensão-corrente, rad ou °
$\Phi(t)$	Fluxo magnético, Wb
ρ	Densidade do material ou fluido, kg/m ³
ρ_{20}	Resistividade elétrica do cobre a 20 °C, Ω·m
$\rho_{\text{Cu}}(T)$	Resistividade elétrica do cobre em função da temperatura, Ω·m
ρ_v	Densidade volumétrica de cargas elétricas, C/m ³
ρ_{emp}	Densidade de massa do empilhamento de lâminas de aço silício, kg/m ³
σ	Condutividade elétrica, S/m
σ_{Cu}	Condutividade elétrica do cobre, S/m

σ_{sb}	Constante de Stefan-Boltzmann, W/(m ² ·K ⁴)
σ_{eff}	Condutividade elétrica efetiva, S/m
ω	Frequência angular, rad/s
∇	Operador nabla, —
$\nabla \cdot$	Operador divergente, —
$\nabla \times$	Operador rotacional, —
∇T	Gradiente de temperatura, K/m ou °C/m
$\oint$	integral de contorno (Linha fechada), —

Capítulo 1

Introdução

1.1 Motivação

Os transformadores e as máquinas elétricas, em geral, constituem a espinha dorsal dos sistemas modernos de geração, transmissão e distribuição de energia elétrica, sendo encontrados em aplicações que vão desde carregadores de dispositivos eletrônicos até as subestações que integram as redes nacionais de energia. Historicamente, o projeto e a análise de desempenho desses equipamentos baseavam-se em métodos analíticos simplificados, planilhas de cálculo e uma vasta dependência de protótipos físicos, ensaios experimentais e experiências anteriores [1]. Embora essa abordagem tradicional tenha garantido a operação do setor por décadas, ela se mostra cada vez mais insuficiente diante das atuais demandas por eficiência energética, confiabilidade, compactação e redução de custos.

A natureza intrinsecamente multifísica desses dispositivos é o ponto chave da complexidade do seu projeto. Um transformador ou uma máquina elétrica não é apenas um componente eletromagnético, ele é um sistema onde campos eletromagnéticos, térmicos, fluidodinâmicos e de tensões mecânicas interagem de forma contínua e acoplada [2]. O funcionamento em condições normais de operação do equipamento gera perdas que se manifestam como calor (perdas por efeito joule), enquanto as forças eletromagnéticas provocam vibrações e esforços mecânicos que podem levar a ruído audível e à fadiga dos materiais. Em cenários mais severos, como em transformadores, o acoplamento eletrotérmico acelera o envelhecimento da isolação, criando um ciclo de retroalimentação onde o calor gerado pelas perdas altera as propriedades dos materiais, que por sua vez influenciam a distribuição do campo eletromagnético e aumento das perdas.

Apesar dessa realidade multifísica, o mercado ainda enfrenta desafios significativos decorrentes da falta de uma análise integrada durante o ciclo de desenvolvimento e operação desses ativos, principalmente no que diz respeito à equipamentos de menor porte [3], como exemplos transformadores trifásicos a seco de baixa e média potência, que devido o avanço das regulamentações de segurança industrial, somado à expansão das energias renováveis, tem elevado significativamente a demanda desses equipamentos devido à sua alta confiabilidade e baixo impacto ambiental. Pensando nisso a implementação de novos métodos de análise como por exemplo, via Método de Elementos Finitos (MEF), se tornou imprescindível para buscar fechar esse déficit de uma análise integrada, já que através deste método é possível realizar análises acopladas de forma mais simples e otimizada se comparado com o método analítico numérico.

1.2 Objetivos

O presente trabalho tem como objetivo desenvolver e validar uma metodologia de análise eletromagnética-térmica acoplada aplicada em um transformador trifásico de 1500 VA, 380 V/75 V e 50 Hz, utilizando o software ANSYS como ambiente de simulação para elementos finitos. Busca-se integrar, em uma única abordagem, os fenômenos eletromagnéticos e térmicos associados ao funcionamento do equipamento, de modo a representar com maior fidelidade seu comportamento operacional.

Pretende-se, de forma específica, obter um modelo numérico capaz de reproduzir as condições de operação do transformador sob diferentes níveis de carregamento. A partir desse modelo, torna-se possível avaliar perdas, distribuição de temperatura e influência das grandezas eletromagnéticas sobre o aquecimento dos enrolamentos e demais partes constituintes. Deste modo, busca-se compreender melhor a relação entre as grandezas elétricas de operação e os efeitos térmicos resultantes.

Outro objetivo consiste em comparar os resultados numéricos com dados experimentais obtidos por meio de ensaios de laboratório, em especial os ensaios a vazio e de curto-circuito. Esses procedimentos fornecem parâmetros essenciais para a caracterização e identificação do comportamento do equipamento e permitem a validação do modelo computacional, conferindo maior confiabilidade à metodologia desenvolvida.

Dessa forma, pretende-se estabelecer uma metodologia que permita não apenas a descrição do comportamento do transformador em condições específicas, mas também a realização de análises paramétricas mais abrangentes. Tal abordagem pode contribuir

para o desenvolvimento de modelos mais consistentes, aplicáveis ao projeto, à validação experimental e à previsão de desempenho de transformadores de baixa e média potência.

Por fim, espera-se que os resultados obtidos auxiliem na consolidação do uso combinado de simulações multifísicas como ferramenta de engenharia para o projeto, desenvolvimento e avaliação de máquinas elétricas. Assim, o trabalho busca contribuir para uma compreensão mais integrada dos fenômenos envolvidos e para a formulação de estratégias de análise mais precisas e eficientes.

1.3 Estrutura do trabalho, metodologia e objeto de estudo

1.3.1 Estrutura do trabalho

A estrutura desta tese foi organizada de forma a conduzir o leitor de maneira progressiva, partindo da fundamentação teórica até a análise dos resultados obtidos. O primeiro capítulo apresenta a introdução, na qual são expostos a motivação do estudo, os objetivos, a metodologia adotada e a caracterização do objeto de estudo. Essa etapa inicial tem a função de contextualizar a pesquisa e delimitar claramente o problema investigado.

No segundo capítulo, é desenvolvida a revisão bibliográfica, abordando os conceitos essenciais para a compreensão do trabalho. São apresentadas as metodologias de análise de máquinas elétricas utilizadas ao longo da história e seu processo de evolução, os fundamentos sobre transformadores, seu funcionamento em regime a vazio e sob carga, aspectos construtivos, modelo eletromagnético e os mecanismos de transferência de calor. Essa seção fornece a base teórica necessária para sustentar as decisões metodológicas adotadas ao longo da tese.

O terceiro capítulo dedica-se à fundamentação metodológica do MEF, explorando sua estrutura matemática baseada na discretização de domínios contínuos em subdomínios finitos. A discussão abrange a formulação das equações diferenciais parciais que descrevem os campos eletromagnéticos e térmicos, bem como os métodos de aproximação numérica necessários para a obtenção de soluções convergentes. Subsequentemente, apresenta-se a aplicação prática desses conceitos no ambiente *Ansys*, destacando as funcionalidades específicas dos módulos *Maxwell* e *Icepak* para a análise de máquinas elétricas. Por fim, o

capítulo descreve as definições de modelagem adotadas, incluindo a caracterização geométrica tridimensional, a atribuição de propriedades físicas aos materiais e o estabelecimento das condições de fronteira, consolidando o modelo computacional que servirá de base para a comparação com os ensaios experimentais.

O quarto capítulo aborda as simulações magnética, térmica e eletromagnética-térmica acoplada, nas quais são avaliados os campos físicos de interesse e sua interação no equipamento estudado. Este capítulo também apresenta os resultados obtidos e sua discussão.

Por fim, o quinto capítulo reúne toda a etapa experimental da pesquisa, detalhando os ensaios e testes práticos realizados em laboratório. Nessa fase, são descritos os procedimentos empregados, como os ensaios a vazio, de curto-circuito e de resistência, com o objetivo de caracterizar o transformador e fornecer dados para comparação com os resultados numéricos, validando a metodologia desenvolvida. Além disso, o capítulo apresenta a validação experimental dos resultados computacionais, por meio da comparação direta entre os dados simulados e os valores obtidos nos ensaios laboratoriais. Dessa forma, organiza-se de maneira lógica a etapa final da pesquisa, evidenciando a consistência da abordagem adotada para o estudo de transformadores trifásicos.

1.3.2 Metodologia e objeto de estudo

A metodologia adotada nesta pesquisa fundamenta-se em uma abordagem numérica multifísica, centrada no acoplamento bidirecional eletromagnético-térmico via MEF, implementado no ambiente Ansys. O objeto central de estudo desta tese é a simulação eletrotérmica acoplada, buscando-se validar a precisão e a eficiência dessa técnica na predição de fenômenos complexos em máquinas elétricas. Para viabilizar esta análise, utiliza-se um transformador trifásico de baixa potência como ferramenta de estudo experimental, servindo como base física para a calibração do modelo numérico. A escolha desse equipamento justifica-se por sua relevância prática e por representar uma classe de dispositivos em que a gestão térmica e a distribuição de perdas são críticas para o desempenho e a vida útil.

O processo inicia-se com o desenvolvimento do modelo geométrico e físico do transformador, no qual são definidas as propriedades dos materiais, as condições de fronteira e os parâmetros operacionais. A estratégia de simulação compreende a análise isolada

dos domínios eletromagnético e térmico para, em uma etapa posterior, realizar o acoplamento bidirecional, permitindo avaliar com precisão a interação entre as perdas geradas no domínio elétrico e a respectiva resposta térmica do equipamento.

Complementarmente à modelagem computacional, foram realizados ensaios laboratoriais de rotina, incluindo os testes a vazio, de curto-circuito e de resistência ôhmica. Esses procedimentos experimentais são fundamentais para a obtenção de parâmetros reais de operação, como a verificação da distribuição de perdas e do comportamento térmico sob condições reais de operação, servindo como subsídio para a calibração e validação do modelo numérico desenvolvido. Esta comparação entre os resultados experimentais e os valores simulados permite verificar a aderência do modelo ao comportamento físico real, conferindo maior confiabilidade e rigor científico à metodologia proposta.

A estratégia numérica deste estudo contempla a análise da resposta térmica do transformador em função da variação das resistências dos enrolamentos. Para tal, a metodologia propõe a modificação intencional dos valores de resistência elétrica no ambiente de simulação, por meio de modificadores térmicos aplicados sobre os materiais. Essa abordagem permite avaliar, de forma sistematizada, a sensibilidade do equipamento às variações das perdas ôhmicas e, conseqüentemente, ao aquecimento interno associado ao funcionamento sob carga. Dessa forma, a resistência dos enrolamentos é utilizada como variável representativa das características construtivas do transformador, possibilitando a identificação de tendências de aquecimento e a análise do comportamento multifísico do sistema sob diferentes cenários operacionais. Ao correlacionar essas mudanças estruturais com os dados obtidos em bancada, a metodologia busca estabelecer critérios claros para a definição de regimes críticos de operação, fundamentando o uso desse parâmetro como uma variável de referência confiável para o projeto e monitoramento de máquinas elétricas.

Dessa forma, a metodologia proposta estabelece um fluxo de análise voltado à fase de concepção e projeto de máquinas elétricas, explorando o potencial das simulações multifísicas via MEF para antecipar o comportamento dinâmico do equipamento antes de sua construção física, visando reduzir a dependência de protótipos físicos. No entanto, assim como Pontes et al. [4] que realizaram uma comparação de resultados de simulações térmicas com medições reais de temperatura, para garantir a precisão e o rigor dos modelos computacionais propostos, utiliza-se neste trabalho a comparação sistemática com dados de ensaios laboratoriais como critério fundamental de validação.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

2.1 Metodologia de análise de máquinas elétricas

A análise eletromagnética de máquinas elétricas é um tema consolidado e amplamente empregado pela indústria há décadas. Historicamente, porém, a análise térmica desses equipamentos foi tratada de forma mais superficial. A partir de uma breve revisão da literatura, observa-se que, nos últimos anos, a análise térmica passou a ter maior relevância no projeto de máquinas elétricas em função das exigências por maior eficiência, redução de volume e custo, o que favoreceu sua integração com modelos eletromagnéticos. Esse avanço está diretamente associado à evolução das ferramentas de projeto, especialmente com a introdução de sistemas computacionais de alto desempenho, que permitiu o desenvolvimento de análises analíticas mais refinadas [5]. Nesse contexto, destacam-se as redes térmicas de parâmetros concentrados, que passaram a permitir estudos mais detalhados em regime permanente e transitório. Atualmente, observa-se também o crescimento do uso de abordagens híbridas com acoplamento eletromagnético e térmico, empregando análise MEF e Dinâmica dos fluidos computacional, do inglês *Computational Fluid Dynamics* (CFD) para o estudo do dimensionamento, do comportamento e da operação de máquinas elétricas.

As análises térmicas podem ser divididas em dois tipos básicos: métodos analíticos, como a utilização de redes de resistências térmicas, e métodos numéricos, com o uso de ferramentas de software de MEF e CFD. A abordagem analítica apresenta a vantagem de maior rapidez de cálculo; entretanto, o desenvolvimento do modelo em rede de resistências exige esforço considerável, principalmente na definição de um circuito capaz de representar

com precisão os principais caminhos de transferência de calor [6]. Nessa representação, a rede de transferência de calor é análoga a uma rede elétrica, utilizando o conceito de resistências térmicas. A análise consiste, essencialmente, no cálculo das resistências associadas aos mecanismos de condução, convecção e radiação em diferentes partes da estrutura estudada.

Em relação à abordagem numérica, o método dos elementos finitos consiste na discretização de geometrias complexas em pequenos elementos interconectados por nós, formando uma malha nas quais as propriedades dos materiais e as equações governantes são aplicadas para a resolução numérica de problemas que não possuem solução analítica trivial. No domínio específico das máquinas elétricas, o MEF tem sido amplamente empregado na caracterização eletromagnética desses equipamentos, como demonstrado no estudo de Oliveira et al. [7], que utilizou análises tridimensionais com malhas tetraédricas e hexaédricas para investigar as características de magnetização estática de um motor rotativo de relutância variável, validando os resultados por meio de ensaios experimentais.

De forma complementar, Souza [8] aplicou o método na modelagem eletromagnética e térmica de um transformador trifásico a seco de 1,5 MVA, analisando seu comportamento sob condições nominais, com distorções harmônicas e em desequilíbrio. O autor concluiu que o método é altamente eficiente para o estudo de geometrias complexas e de variações operacionais, especialmente em situações nas quais abordagens analíticas convencionais apresentam limitações.

A literatura recente demonstra uma convergência para o uso conjunto do Método de Elementos Finitos e da Dinâmica dos Fluidos Computacional como ferramentas essenciais na predição do comportamento térmico, magnético, estrutural e multifísico em máquinas elétricas. Nesse sentido, Tsili et al. [9] e Sitar et al. [10] destacam-se pela aplicação de modelos tridimensionais avançados para prever elevações locais de temperatura, especialmente no tanque e nos enrolamentos, por meio do acoplamento entre transferência de calor e escoamento de fluidos. Nessa mesma linha, Henriques et al. [11] apresentam uma simulação acoplada eletromagnética-térmica em 3D de um transformador de potência de 30/40 MVA, utilizando softwares comerciais distintos para cada domínio físico e investigando o impacto de simplificações geométricas sobre os resultados, com validação experimental dos campos de temperatura no ponto quente e no topo do óleo.

Essa abordagem evoluiu para modelos tridimensionais ainda mais específicos, como

o proposto por Córdoba et al. [12], que se concentra na modelagem numérica de transformadores de distribuição operando em modo Óleo natural e ar natural, do inglês *Oil Natural Air Natural* (ONAN), permitindo a visualização detalhada do gradiente térmico interno.

Por outro lado, a validação experimental de modelos numéricos tornou-se um requisito fundamental para garantir a confiabilidade das simulações. Nesse sentido, Rodriguez et al. [13] e Torriano et al. [14] combinam análises termofluidodinâmicas numéricas com dados experimentais para investigar arranjos de enrolamentos do tipo disco e o comportamento do óleo em regimes de resfriamento natural. Além do diagnóstico de componentes convencionais, Chereches et al. [15] exploram numericamente soluções alternativas de resfriamento, evidenciando que a otimização do projeto térmico depende da compreensão detalhada da interação entre a geometria dos componentes internos e a eficiência da transferência de calor.

Além da análise térmica, a modelagem computacional é amplamente utilizada para a quantificação de perdas e esforços mecânicos. O estudo de Šušnjić et al. [16] demonstrou a precisão do uso de modelos tridimensionais em elementos finitos para a determinação de perdas suplementares (*stray losses*) em transformadores de potência, evidenciando como a complexidade geométrica afeta a distribuição do fluxo magnético disperso. Essa abordagem metodológica permite identificar antecipadamente regiões sujeitas a perdas elevadas, muitas vezes de difícil detecção por meio de ensaios laboratoriais convencionais.

A integridade mecânica sob condições de falta também é um tema central na literatura. Ahmad et al. [17] utilizaram o MEF para realizar uma análise de tensões durante curtos-circuitos, com foco no deslocamento vertical e horizontal dos enrolamentos de alta tensão e em seus impactos sobre a estabilidade do equipamento. A necessidade de correlação entre resultados numéricos e experimentais foi demonstrada por Ahn et al. [18], em estudo sobre a verificação experimental de forças eletromagnéticas em transformadores do tipo seco. Esses trabalhos consolidam o uso de simulações acopladas como ferramentas preditivas robustas, capazes de antecipar o comportamento dinâmico e eletromagnético antes da implementação física.

A literatura técnica evidencia que a precisão na modelagem de transformadores depende da transição de análises isoladas para abordagens com acoplamento multifísico. Preis et al. [19] e Liao et al. [20] estabeleceram marcos nessa evolução ao integrarem

fenômenos eletromagnéticos, fluidodinâmicos e térmicos em modelos tridimensionais, permitindo que as perdas calculadas via campo magnético alimentem diretamente o perfil de aquecimento e a convecção do óleo. Essa integração também foi explorada em outras máquinas elétricas [21], reforçando que o método dos elementos finitos acoplado é uma ferramenta robusta para prever o comportamento de equipamentos nos quais o fluxo de calor e o escoamento do fluido estão intrinsecamente ligados às propriedades magnéticas.

Além do acoplamento entre campos físicos, a conexão entre o modelo numérico e o comportamento elétrico do sistema é fundamental para a fidelidade dos resultados. De forma pioneira, Bouissou et al. [22] propuseram a união do método dos elementos finitos tridimensional às equações de circuito, possibilitando a simulação de transformadores operando dentro de uma rede elétrica dinâmica. Por outro lado, para cenários que exigem maior eficiência computacional em análises temporais, Nicolae et al. [23] demonstraram a viabilidade de modelos bidimensionais no estudo de transientes eletromagnéticos e térmicos, evidenciando que modelagens simplificadas podem ser alternativas valiosas para compreender variações rápidas de carga sem o custo computacional proibitivo de simulações tridimensionais completas.

Dessa forma, conclui-se que a capacidade de integrar diferentes fenômenos físicos em um mesmo ambiente computacional posiciona o MEF como elemento central nas modernas análises multifísicas, viabilizando a otimização de projetos e a redução da dependência de protótipos físicos.

Apesar dos avanços descritos, a maioria dos estudos foca-se em transformadores imersos em óleo ou em máquinas rotativas. A análise multifísica acoplada de transformadores trifásicos a seco de baixa/média potência, com validação experimental em laboratório, permanece pouco explorada na literatura, o que motiva o presente trabalho.

2.2 Transformadores trifásicos: conceitos gerais, constituição, materiais e classificação

Em Sistema Elétrico de Potência (SEP), os transformadores trifásicos são ativos estratégicos e de alta criticidade, atuando como nós centrais no processamento e direcionamento do fluxo energético em subestações. Esses dispositivos estáticos são responsáveis por converter os níveis de tensão e corrente entre dois ou mais enrolamentos por meio

do acoplamento eletromagnético, preservando a frequência operativa da rede na qual estão inseridos. Dessa forma, promovem a compatibilização das grandezas elétricas entre os estágios de geração, transmissão e distribuição, viabilizando o transporte eficiente de grandes blocos de energia a longas distâncias.

A adoção de sistemas em corrente alternada, consolidada pela sua eficiência superior na transmissão de potência e economia de materiais condutores, exige que o transformador atue como um dispositivo de conversão eletromagnética estático, capaz de processar elevadas densidades de energia com perdas mínimas. De acordo com a literatura de referência na área de máquinas elétricas, como João Mamede [24], Chapman [25] e Fitzgerald [26], em aplicações de potência, a utilização de transformadores trifásicos se mostra particularmente vantajosa por reunir, em um único equipamento, as três fases de um sistema elétrico, o que contribui para redução de volume, massa, custo de instalação e perdas globais quando comparado à utilização de transformadores monofásicos independentes em banco.

Embora os transformadores operem com elevada eficiência energética, parte da potência elétrica processada é inevitavelmente convertida em perdas ôhmicas e magnéticas, as quais se manifestam sob a forma de calor no interior do equipamento. Esse fenômeno térmico constitui um dos principais mecanismos de envelhecimento do sistema de isolamento, uma vez que a elevação da temperatura altera as propriedades físico-químicas dos materiais dielétricos e intensifica sua degradação progressiva.

De acordo com McNutt [27], o aumento térmico acelera reações de oxidação, hidrólise e pirólise na celulose, comprometendo a estabilidade molecular da estrutura isolante, como exemplo o papel kraft, material cuja constituição predomina a celulose e é amplamente utilizado como papel isolante de camada para enrolamentos de baixa tensão e alta tensão de transformadores. A taxa desses processos é fortemente dependente do nível de temperatura e do tempo de exposição, de modo que condições operativas mais severas reduzem significativamente a vida útil remanescente do sistema de isolamento e, por consequência, a confiabilidade global do transformador.

Falhas nesse equipamento afetam diretamente a continuidade do fornecimento de energia, podendo ocasionar perdas financeiras expressivas associadas à interrupção do serviço e à substituição de componentes de elevado custo. Essa importância econômica é destacada por Gordan et al. [28], que indicam o transformador como o elemento de maior impacto financeiro em uma subestação, representando cerca de 60% do investimento total.

Nesse contexto, o desenvolvimento de metodologias voltadas à análise, projeto e validação desse ativo torna-se essencial para a confiabilidade técnica e para a sustentabilidade econômica dos sistemas de transmissão e distribuição.

2.2.1 Constituição e materiais do transformador trifásico

A constituição física de um transformador trifásico exerce influência direta sobre o seu comportamento eletromagnético, térmico, dielétrico e mecânico. Em termos construtivos, a parte ativa do transformador é formada essencialmente pelo núcleo magnético e pelos enrolamentos primário e secundário, sendo esses os elementos responsáveis pela conversão eletromagnética da energia. Além desses componentes, o equipamento inclui ainda o sistema de isolamento, o tanque, os dispositivos de fixação mecânica e, em muitos casos, o sistema de refrigeração, os quais garantem a integridade estrutural e o adequado desempenho operacional ao longo da vida útil do ativo. Assim, de acordo com autores reconhecidos na área de máquinas elétricas [25, 26], a seleção dos materiais e da geometria construtiva não constitui apenas uma etapa de projeto, mas sim um fator determinante para o rendimento, a confiabilidade e a capacidade térmica do transformador.

A escolha dos materiais deve considerar simultaneamente a condutividade elétrica, a permeabilidade magnética, a resistência mecânica, a rigidez dielétrica, a classe térmica e o custo global do equipamento. Em transformadores de potência e de distribuição, tais requisitos tornam-se ainda mais críticos devido às elevadas correntes, aos campos magnéticos intensos, às tensões de isolamento e aos esforços térmicos e eletrodinâmicos associados a regimes transitórios e de curto-circuito.

Estrutura do núcleo magnético

O núcleo magnético é o elemento responsável por estabelecer um caminho de baixa relutância para o fluxo principal, favorecendo o acoplamento magnético entre os enrolamentos. Em transformadores trifásicos de potência, o núcleo é usualmente construído com chapas laminadas de aço silício de grão orientado, empilhadas de modo a reduzir as perdas magnéticas e a melhorar a eficiência do fluxo concatenado. A utilização desse material é justificada por sua elevada permeabilidade magnética, baixa coercividade e baixas perdas específicas, o que o torna adequado para aplicações em frequência industrial.

A estrutura laminada do núcleo é fundamental para limitar a circulação de correntes parasitas, também denominadas como correntes de Foucault. Como o fluxo magnético

alternado induz tensões internas no material ferromagnético, a divisão do núcleo em lâminas finas, eletricamente isoladas entre si por óxidos naturais ou revestimentos próprios, reduz o caminho disponível para essas correntes, diminuindo as perdas por correntes parasitas e, conseqüentemente, o aquecimento interno. Em outras palavras, a laminação atua como um mecanismo de atenuação das perdas por correntes de Foucault no núcleo magnético, permitindo melhor desempenho térmico e maior eficiência global do equipamento.

Além da redução das perdas, a geometria do núcleo influencia diretamente a distribuição do fluxo magnético, a magnitude do fluxo disperso e a sensibilidade do dispositivo à saturação. Em projetos de potência, utilizam-se predominantemente as configurações do tipo núcleo ou colunas (*core type*) e do tipo envolvente ou encouraçado (*shell type*), conforme comparação na Figura 2.1. Na configuração do tipo núcleo, os enrolamentos cilíndricos são dispostos ao redor das colunas do núcleo magnético. Essa disposição física dos enrolamentos resulta em uma maior reatância de dispersão e, conseqüentemente, em uma maior impedância de curto-circuito, além de oferecer excelente suporte natural contra esforços eletrodinâmicos radiais. Por outro lado, na configuração do tipo envolvente, o núcleo envolve parcialmente as bobinas, que em sua maioria adotam o arranjo intercalado, o que proporciona uma menor impedância de curto-circuito e facilita o escoramento mecânico externo contra forças axiais. Em aplicações de potência e distribuição, a configuração do tipo núcleo é a mais amplamente empregada devido à sua maior simplicidade construtiva, facilidade de execução do isolamento elétrico e, fundamentalmente, por apresentar canais de circulação que favorecem a dissipação térmica. Sendo assim, cada uma das configurações possui implicações distintas sobre o caminho do fluxo, a robustez mecânica e a facilidade de fabricação. Ou seja, a escolha entre essas topologias depende da finalidade a qual o equipamento será aplicado, da tensão de operação, das exigências mecânicas e da estratégia de refrigeração adotada.

Em aplicações mais recentes, o aço silício de grão orientado é preferido por apresentar maior permeabilidade na direção de laminação. Em ensaios e simulações avançadas, é comum considerar a não linearidade da curva de magnetização, a histerese e a dependência da permeabilidade com a densidade de fluxo. Esses efeitos tornam a modelação do núcleo particularmente relevante em estudos de elementos finitos, especialmente quando se pretende estimar perdas localizadas, saturação e distribuição térmica com maior fidelidade.

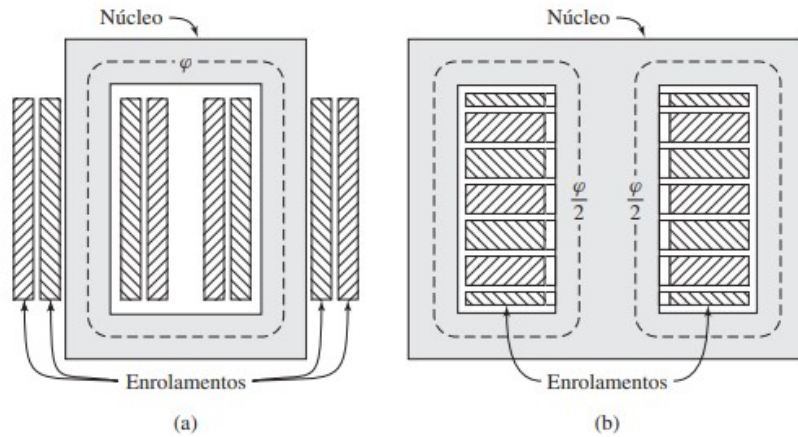


Figura 2.1: Vistas esquemáticas de transformadores do tipo (a) Núcleo e (b) Encouraçado.
 Fonte: Fitzgerald e Kingsley (2014, p.64).

Enrolamentos

Os enrolamentos primário e secundário são os elementos responsáveis pela transferência de energia entre os circuitos elétricos, por meio do acoplamento magnético estabelecido no núcleo. Em transformadores trifásicos, esses enrolamentos são usualmente fabricados em cobre ou alumínio, sendo a escolha entre esses materiais condicionada por critérios elétricos, térmicos, mecânicos e econômicos. O cobre apresenta maior condutividade elétrica, o que permite a redução da seção transversal para uma mesma corrente nominal e, em geral, menores perdas ôhmicas. Já o alumínio, embora possua condutividade inferior, apresenta menor densidade e menor custo, sendo frequentemente adotado em projetos em que o peso e o custo inicial têm maior relevância.

A geometria dos enrolamentos influencia diretamente a resistência elétrica, a reatância de dispersão, a distribuição do fluxo de fugas, a resposta térmica e a resistência mecânica a esforços de curto-circuito. Por essa razão, os enrolamentos podem ser projetados em diferentes configurações, como bobinas concêntricas, discos, camadas ou hélices, dependendo do nível de tensão e da faixa de potência do transformador. Em transformadores de alta potência e alta tensão, por exemplo, a disposição em discos ou camadas favorece o controle do gradiente dielétrico e a mitigação de solicitações elétricas concentradas.

Os condutores em geral, são recobertos por sistemas isolantes que podem incluir vernizes, esmaltes, papel kraft, papel presspan, filmes poliméricos, fitas impregnadas e resinas termofixas. A função desses materiais é garantir a separação elétrica entre espiras,

camadas e bobinas, suportando tensões normais de operação, sobretensões transitórias e esforços térmicos repetitivos.

Do ponto de vista mecânico, os enrolamentos também devem resistir aos esforços eletrodinâmicos gerados durante curtos-circuitos. Nessas condições, as correntes elevadas produzem forças radiais e axiais significativas, capazes de provocar deslocamentos, deformações ou danos ao sistema de isolamento e também ao núcleo de ferro. Por isso, o projeto mecânico dos enrolamentos inclui amarração, prensagem, suportes e espaçadores, visando manter a integridade do conjunto sob solicitação extrema. Em transformadores trifásicos de maior porte, essa robustez mecânica é particularmente importante devido à elevada energia armazenada no sistema eletromagnético.

Sistema de isolamento

O sistema de isolamento compreende todos os materiais e arranjos destinados a separar eletricamente as partes condutoras do transformador e a garantir a operação segura sob tensão nominal, sobretensões e variações térmicas. Em um transformador trifásico, a isolação não se limita a impedir o contato elétrico entre espiras ou enrolamentos, mas também deve suportar gradientes de campo, esforços dielétricos repetidos, envelhecimento térmico e condições ambientais variáveis. Por essa razão, a isolação é um dos elementos mais críticos na definição da vida útil do equipamento.

A depender dos materiais empregados para essa finalidade, os transformadores são classificados em duas categorias principais de acordo com o tipo de isolamento: imersos em líquido isolante e do tipo seco (ventilação natural e isolamento sólido). No contexto deste trabalho, o equipamento utilizado pertence à categoria de transformadores do tipo seco, em que a análise de desempenho térmico se faz necessária devido às suas particularidades de operação.

Os materiais isolantes empregados incluem papel celulósico, papel kraft, pressboard, vernizes, resinas epóxi, filmes poliméricos e fluidos dielétricos. Em transformadores imersos em óleo, o isolamento sólido é frequentemente combinado com o meio líquido, formando um sistema híbrido em que o óleo penetra nas regiões porosas da isolação celulósica, melhorando a rigidez dielétrica e a transferência de calor. Em transformadores secos, a isolação é predominantemente sólida, a Figura 2.2 representa um exemplo de detalhes do sistema isolante predominantemente sólido, podendo utilizar impregnação por resina e sistemas de ventilação natural ou forçada para manter a temperatura dentro

dos limites da classe térmica, o que exige maior cuidado no controle de temperaturas e distâncias dielétricas.

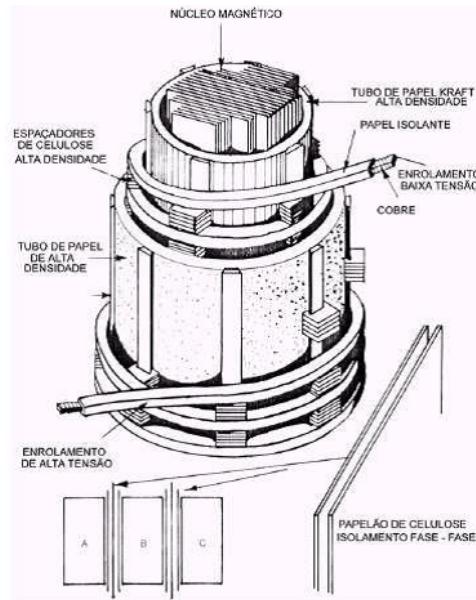


Figura 2.2: Detalhes do sistema isolante em um transformador
Fonte: MEYERS (1982).

A classificação térmica do sistema de isolamento é um aspecto essencial da especificação do transformador. Materiais isolantes envelhecem aceleradamente com o aumento da temperatura, de modo que pequenas elevações térmicas podem produzir reduções significativas na vida útil. Em termos práticos, a degradação do sistema isolante é fortemente influenciada pela temperatura dos pontos quentes, pela presença de oxigênio, umidade e contaminantes, além da qualidade do fluido isolante, quando aplicável. Dessa forma, o sistema de isolamento deve ser concebido em consonância com o perfil térmico e o regime de carga do transformador.

Sistema de refrigeração

O sistema de refrigeração é um ponto importante no projeto e na operação de transformadores de potência, visto que as perdas elétricas e magnéticas se transformam em calor dentro do equipamento. Dessa forma, a escolha do método de refrigeração está associada à topologia construtiva do equipamento, ao tipo de isolamento empregada, à potência nominal e ao ambiente de instalação, sendo este sistema responsável por controlar a elevação de temperatura durante a operação e transferir o calor gerado na parte ativa para o ambiente externo.

De modo geral, os métodos de refrigeração podem ser classificados conforme o meio responsável pela remoção do calor e o mecanismo de circulação térmica adotado. Em transformadores secos, a remoção de calor ocorre essencialmente por ventilação de ar (natural ou forçado). Já em transformadores imersos em líquido isolante, o calor é removido por meio da circulação (natural ou forçada) do óleo, da água ou de fluidos dielétricos especiais, transportando o calor dos enrolamentos e do núcleo até ao tanque e aos radiadores, sendo possível identificar as diferenças construtivas pela Figura 2.3.

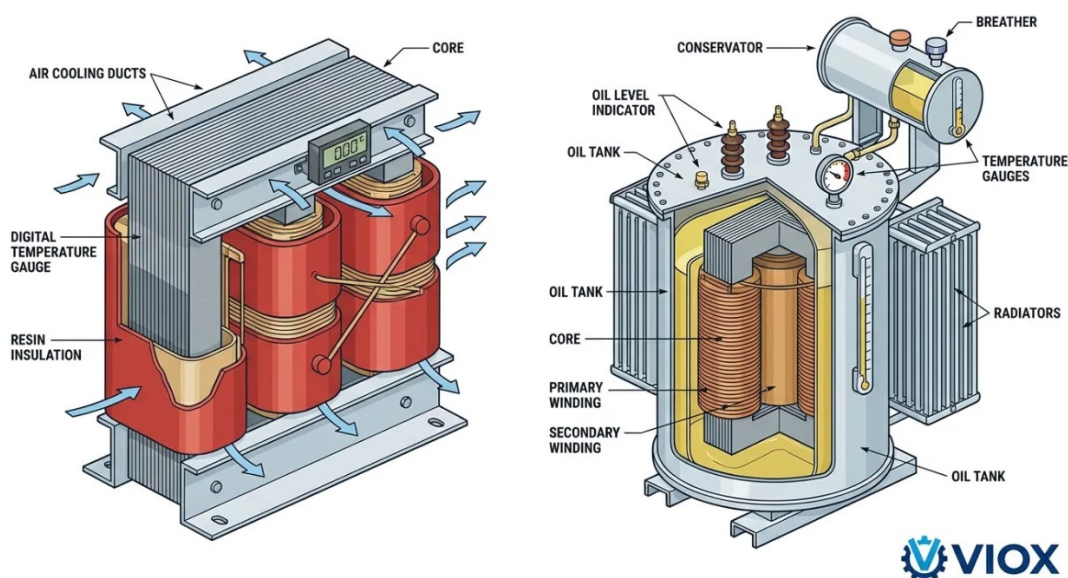


Figura 2.3: Diagrama técnico em corte comparando os componentes internos dos transformadores a seco e imersos em óleo.

Fonte: VIOX (2026).

Nomenclatura dos sistemas de refrigeração: A nomenclatura dos sistemas de refrigeração de transformadores segue, em geral, uma padronização internacional baseada no meio interno de transferência de calor e no meio externo de dissipação, onde as normas IEC 60076-2 [29] e IEC 60076-11 [30] padronizam e classificam respectivamente os meios de refrigeração para transformadores imersos em líquido e secos, classificação que também é mencionada na norma americana IEEE C57.12.00 [31]. De acordo com as normas IEC em questão, a estrutura do código varia conforme o tipo de equipamento.

Para transformadores secos (IEC 60076-11), utiliza-se uma combinação de duas letras, em que a primeira designa o meio de resfriamento responsável pela remoção do calor em contato com as bobinas (ar ou gás) e a segunda indica o tipo de circulação

(natural ou forçada), onde a classificação é feita como Resfriamento por ar natural, do inglês *Air Natural* (AN) e Resfriamento por ar forçado, do inglês *Air Forced* (AF).

Para os equipamentos imersos em líquido (IEC 60076-2), o código é estendido para quatro letras, detalhando separadamente os meios e os modos de circulação interna e externa. Onde a sigla O refere-se ao óleo isolante, enquanto A e W representam ar e água como meios externos de troca térmica, e as letras N e F indicam circulação natural e forçada, respectivamente. Entre os principais arranjos, o Óleo natural e ar natural, do inglês *Oil Natural Air Natural* (ONAN) é o mais comum em transformadores de distribuição, com óleo e ar em convecção natural. A capacidade térmica pode ser progressivamente ampliada com o uso de ventiladores com o sistema de Óleo natural e ar forçado, do inglês *Oil Natural Air Forced* (ONAF), bombas e ventiladores simultâneos no sistema de Óleo forçado e ar forçado, do inglês *Oil Forced Air Forced* (OFAF), ou ainda com direcionamento controlado do fluxo de óleo associado à ventilação forçada Óleo dirigido e ar forçado, do inglês *Oil Directed Air Forced* (ODAF). Para instalações com elevada demanda térmica, a troca final com água substitui o ar, resultando nos arranjos de Óleo natural e água forçada, do inglês *Oil Natural Water Forced* (ONWF) e Óleo forçado e água forçada, do inglês *Oil Forced Water Forced* (OFWF), sendo este último o de maior capacidade de resfriamento entre as configurações convencionais.

Transformadores secos: Os transformadores secos são aqueles nos quais o sistema de isolamento e dissipação térmica não depende da imersão dos enrolamentos em fluido dielétrico. Nessas máquinas, a refrigeração em sua forma mais simples, é feita por via circulação natural do ar, sem auxílio mecânico, sendo adequado para transformadores de menor potência ou para instalações em que a ventilação do ambiente é suficiente para manter a temperatura dentro dos limites admissíveis. No entanto, quando necessário, ventiladores podem ser incorporados ao sistema, caracterizando a refrigeração forçada por ar. Independentemente do método de resfriamento adotado, a dissipação térmica por ar ocorre essencialmente por condução no interior dos materiais sólidos, seguida por convecção e radiação para o ambiente.

Do ponto de vista construtivo, o transformador seco, representado pela Figura 2.4, apresenta a vantagem de reduzir riscos ambientais associados a vazamentos de óleo, além de facilitar a instalação em ambientes internos, centros urbanos, edifícios comerciais, hospitais, túneis, data centers e locais com restrição de inflamabilidade. Por não utilizar líquido isolante, esse tipo de transformador elimina a necessidade de bacias de contenção e

reduz o risco de incêndio associado à presença de óleo combustível ou fluidos degradáveis.



Figura 2.4: Exemplo de transformador a seco.

Fonte: Catálogo de produtos WEG (2026).

Entretanto, a ausência de um meio líquido de elevada capacidade térmica impõe limitações relevantes, em que o escoamento de calor é menos eficiente do que em equipamentos imersos, o que tende a limitar a potência específica do projeto. Sendo assim, para potências mais elevadas, torna-se necessário ampliar a área de troca térmica, otimizar a geometria dos enrolamentos, melhorar os canais de ventilação e a ventilação do ambiente e, em alguns casos, recorrer à sistemas de ventilação forçada. Dessa forma, a densidade de corrente admissível e a temperatura máxima de operação são condicionadas pela classe térmica do sistema de isolamento de acordo com as normas da Comissão Eletrotécnica Internacional, do inglês *International Electrotechnical Commission* (IEC), IEC 60076-11 [30] e IEC 60085 [32].

Em transformadores secos de média potência, a representação do sistema térmico é particularmente importante, pois *hotspots* podem surgir em regiões internas dos enrolamentos, onde a renovação de ar é limitada. Nesses casos, o acoplamento entre perdas eletromagnéticas e campo térmico exerce papel decisivo no dimensionamento e na validação do projeto.

Transformadores imersos em óleo: Os transformadores imersos em óleo constituem a solução tradicional para aplicações de potência média e elevada. Nesse tipo construtivo,

os enrolamentos e, em muitos casos, parte do núcleo são imersos em um líquido dielétrico, normalmente óleo mineral, embora fluidos naturais ou sintéticos também possam ser empregados, exemplificado pela Figura 2.5. O óleo cumpre duas funções simultâneas: atuar como isolante elétrico e transportar calor das partes ativas para as superfícies de dissipação, como radiadores, aletas e trocadores térmicos.

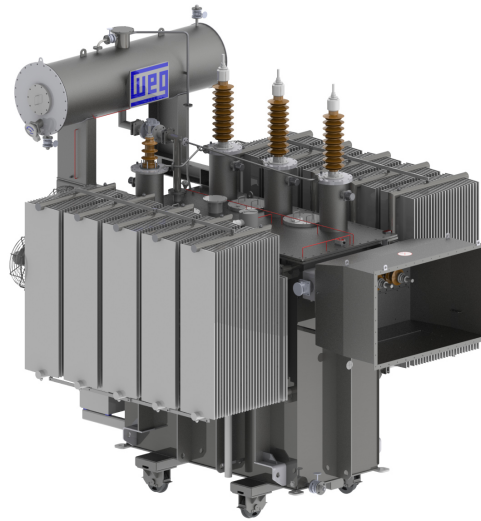


Figura 2.5: Exemplo de transformador a óleo.
Fonte: Catálogo de produtos WEG (2026).

Para esta configuração, o tanque metálico constitui o invólucro que abriga a parte ativa e o fluido dielétrico, desempenhando funções estruturais, mecânicas, térmicas e de proteção ambiental. Além de conter o óleo e proteger os componentes internos contra umidade, poeira e agentes externos, o tanque participa ativamente da dissipação térmica, servindo como superfície de troca de calor com o meio ambiente, visto que a degradação térmica da celulose e do fluido isolante está diretamente associada à temperatura de operação, de modo que o projeto de refrigeração é determinante para a vida útil do transformador. Em equipamentos de maior porte, o tanque pode incluir radiadores, aletas, corrugações, trocadores de calor e sistemas de circulação forçada, ampliando a capacidade de remoção de calor. Importante destacar que em estudos de modelação numérica e validação experimental, o tanque e o sistema térmico representam, portanto, elementos fundamentais para a correta predição do campo de temperaturas e da distribuição de perdas.

Desta forma, é possível observar que em transformadores secos, a limitação térmica está associada à circulação de ar e à condução de calor pelos materiais sólidos, o que torna

o projeto de ventilação e a classe térmica da isolamento fatores decisivos. Já em transformadores imersos, a presença do fluido dielétrico amplia consideravelmente a capacidade de remoção de calor, permitindo maior potência específica e melhor comportamento sob carregamento elevado. A Figura 2.6, apresenta uma comparação esquemática do funcionamento dos métodos de resfriamento de transformadores e a diferença no caminho realizado pelo fluxo de calor e as trocas térmicas realizadas.

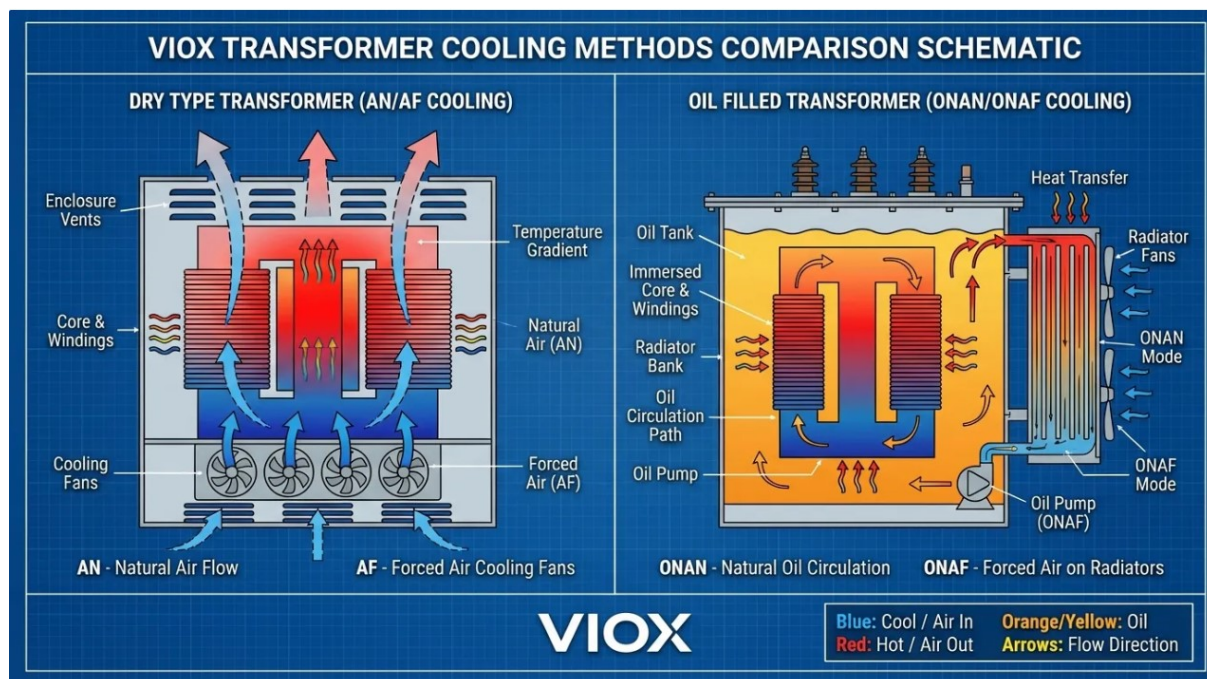


Figura 2.6: Esquema comparativo do funcionamento dos métodos de resfriamento de transformadores do tipo seco e imersos em líquido (Óleo).

Fonte: VIOX (2026).

2.2.2 Tipos de transformadores de potência

Para além dos critérios construtivos e de refrigeração já discutidos, esses equipamentos podem ainda ser classificados quanto à sua posição na rede elétrica e à finalidade de aplicação.

Os transformadores de força são usualmente instalados em subestações de geração, transmissão e interligação, sendo projetados para operar em níveis elevados de potência e com carregamento relativamente constante, o que tende a priorizar elevado rendimento próximo à carga nominal e robustez dielétrica. Em contraste, os transformadores de distribuição atendem os níveis finais da rede, onde o perfil de carga é mais variável,

condição que orienta o projeto desses equipamentos para a minimização das perdas em vazio.

Outra categoria convencional e de grande importância são os autotransformadores que constituem uma configuração particular de transformador em que parte do enrolamento é comum ao primário e ao secundário. Essa configuração reduz a quantidade de cobre, o peso e o volume do equipamento, além de proporcionar maior eficiência em determinadas faixas de relação de transformação. Contudo, como não há isolamento galvânico completo entre entrada e saída, sua aplicação é restrita a situações em que essa característica não comprometa a segurança ou o desempenho do sistema.

Além das categorias convencionais, existem ainda transformadores especiais projetados para requisitos específicos, como os transformadores de corrente, de potencial, para forno, para retificadores, de aterramento e instalações de ensaio, cujo projeto é adaptado às condições particulares de corrente, harmônicos, sobrecarga e esforço térmico de cada aplicação.

2.2.3 Princípio de funcionamento

A operação de um transformador fundamenta-se no estabelecimento de um fluxo magnético alternado no núcleo ferromagnético, o qual concatena os enrolamentos primário e secundário e viabiliza a transferência de energia por indução eletromagnética. A geração desse fluxo é descrita pela lei de Ampère, expressa na Equação (2.1), segundo a qual a circulação do campo magnético $\vec{H}$ ao longo de um caminho fechado de comprimento l_n permanece dentro do núcleo é igual à corrente líquida que o atravessa. Nesse contexto, $\vec{H}$ representa a intensidade de campo magnético, $d\vec{l}$ é o elemento diferencial de comprimento ao longo da trajetória de integração e I_{liq} corresponde à corrente total envolvida. A Figura 2.7 auxilia o entendimento do caminho de integração de um núcleo magnético simples composto de material ferromagnético, um enrolamento de N espiras e com l_n sendo o comprimento do caminho médio no núcleo.

$$\oint \vec{H} \cdot d\vec{l} = I_{\text{liq}} \quad (2.1)$$

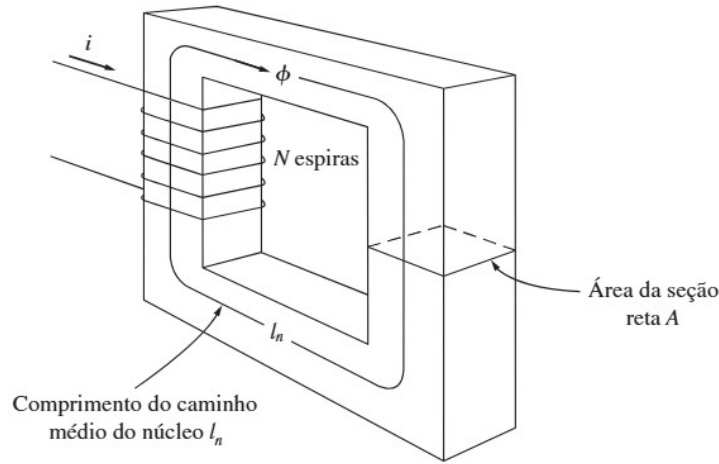


Figura 2.7: Núcleo magnético simples.

Fonte: Chapman, fundamentos de máquinas elétricas (2013, p.09).

Em um transformador idealizado, essa corrente estabelece a força magnetomotriz necessária para criar o fluxo principal no núcleo, cuja elevada permeabilidade magnética reduz a relutância do circuito e concentra a maior parte do fluxo no material ferromagnético. Como consequência, forma-se um acoplamento eficiente entre os enrolamentos, permitindo que a variação temporal do fluxo induza tensões nos terminais secundários.

As tensões induzidas nos enrolamentos são descritas pela lei de Faraday, apresentada na Equação (2.2), a qual estabelece que a força eletromotriz induzida é proporcional à taxa de variação temporal do fluxo concatenado.

$$e(t) = -N \frac{d\Phi(t)}{dt} \quad (2.2)$$

onde N representa um enrolamento com N espiras, $e(t)$ é a tensão induzida [V] e $\Phi(t)$ é o fluxo magnético [Wb] que atravessa o enrolamento.

Em regime ideal, ou seja, transformador no qual não há perdas com um enrolamento de entrada e um enrolamento de saída, de acordo com a Equação (2.2), quando uma tensão V_1 variável no tempo é aplicada aos terminais do primário, um fluxo $\Phi(t)$ deve ser estabelecido no núcleo de modo que a Força Eletromotriz (FEM) e_1 seja igual à tensão aplicada V_1 obtendo assim a relação representada pela Equação (2.3). Considerando que esse mesmo fluxo enlaça o enrolamento secundário produzindo uma FEM induzida e_2 e uma outra tensão igual V_2 nos terminais de saída, obtendo a relação representada

pela Equação (2.4), caracterizando o princípio físico de funcionamento do transformador. Portanto, as leis de Ampère, Lenz e de Faraday constituem a base teórica essencial para a análise do comportamento eletromagnético desse equipamento.

$$V_1 = e_1 = N_1 \frac{d\Phi(t)}{dt} \quad (2.3)$$

$$V_2 = e_2 = N_2 \frac{d\Phi(t)}{dt} \quad (2.4)$$

Logo da razão entre as Equações (2.3) e (2.4), é possível obter uma relação entre tensões e espiras, que é dada pela equação (2.5).

$$\frac{V_1}{V_2} = \frac{N_1}{N_2} = a \quad (2.5)$$

Da mesma forma, sob hipótese ideal de ausência de perdas, a potência no primário e no secundário é igual, resultando em outras relações muito utilizadas que embora simplificadas, são a base do entendimento do transformador, sendo elas:

$$V_1 I_1 = V_2 I_2 \quad (2.6)$$

$$\frac{I_1}{I_2} = \frac{N_2}{N_1} \quad (2.7)$$

em que V_1 , V_2 , I_1 e I_2 são respectivamente as tensões eficazes do primário e do secundário e as correntes do primário e do secundário, N_1 e N_2 são os respectivos números de espiras e a é comumente é definido como a relação de espiras ou de transformação do transformador.

Na prática, contudo, a operação real é influenciada por outros aspectos importantes como as resistências ôhmicas e reatâncias de dispersão. Esses fenômenos são representados pelo circuito equivalente do transformador, modelo que incorpora tais não idealidades e permite a análise quantitativa do seu comportamento em regime permanente. A formulação e os parâmetros desse circuito são discutidos na Seção 2.2.5.

As perdas magnéticas no núcleo, correntes parasitas, fluxo de dispersão e efeitos térmicos associados ao carregamento, também impactam diretamente a operação real do transformador, conforme discussão na Seção 2.2.4.

Por esses motivos, vemos que a análise real deve considerar não apenas as equações ideais, mas também os fenômenos não lineares e os acoplamentos entre os domínios eletromagnético e térmico.

2.2.4 Mecanismos de perdas e aquecimento

Os transformadores trifásicos, embora apresentem elevada eficiência energética, não operam de forma ideal. Parte da energia elétrica transferida entre os enrolamentos é inevitavelmente dissipada na forma de calor devido a fenômenos resistivos, magnéticos e parasitários. Essas perdas são responsáveis pela elevação de temperatura da parte ativa e dos componentes estruturais do equipamento, influenciando diretamente a vida útil do sistema de isolamento, a capacidade de carregamento e a confiabilidade operacional do transformador.

As perdas em transformadores podem ser classificadas, conforme apresentado por Chapman, Fitzgerald e Wildi [25, 26, 33], em perdas constantes e perdas variáveis com a carga. As perdas constantes estão associadas predominantemente às perdas no ferro, também denominadas perdas magnéticas, as quais ocorrem sempre que o núcleo permanece energizado, sendo determinadas principalmente pela tensão aplicada, pela frequência de operação e pelas propriedades magnéticas do material do núcleo. Já as perdas variáveis dependem da corrente de carga e estão relacionadas, sobretudo, às perdas nos enrolamentos, incluindo as perdas ôhmicas nos condutores, além de perdas adicionais associadas a fluxos dispersos e a correntes parasitas induzidas em partes metálicas próximas. Em aplicações de maior precisão, devem ainda ser considerados os efeitos de correntes parasitas em blindagens, braçadeiras, estruturas de suporte e demais componentes metálicos submetidos ao campo disperso [9, 34].

Sendo assim, a potência total dissipada no transformador, representada pela Equação (2.8) é um somatório das perdas no ferro P_{fe} , no cobre P_{cu} e perdas adicionais P_{ad} , que são associadas a efeitos de dispersão, harmônicos, proximidade, correntes parasitas em partes estruturais e outras contribuições que podem surgir em condições reais de operação.

$$P_{tot} = P_{fe} + P_{cu} + P_{ad} \quad (2.8)$$

Perdas magnéticas

As perdas no núcleo, também denominadas perdas no ferro ou perdas magnéticas, resultam da magnetização alternada do material ferromagnético e estão presentes mesmo no regime a vazio. Essas perdas são constituídas, predominantemente, por perdas por histerese e por perdas associadas às correntes parasitas, sendo ambas fortemente influenciadas pela frequência de operação, pela densidade de fluxo magnético e pelas propriedades do material do núcleo.

A estimativa das perdas magnéticas pode ser descrita pela Equação (2.9), usualmente associada ao modelo de Bertotti. Esse modelo decompõe as perdas no ferro em três parcelas: perdas por histerese, perdas por correntes parasitas clássicas e perdas excessivas, também denominadas perdas anômalas. Essa separação permite uma representação mais precisa do comportamento magnético do núcleo, especialmente em análises de materiais ferromagnéticos submetidos à excitação alternada ou a excitações não senoidais [34, 35, 36].

$$P_{fe} = P_h + P_e + P_{ex} \quad (2.9)$$

sendo P_h as perdas por histerese, P_e as perdas por correntes parasitas e P_{ex} as perdas excessivas.

As perdas por histerese estão associadas ao ciclo de magnetização e inversão cíclica da magnetização do núcleo ferromagnético. A cada ciclo, parte da energia fornecida ao sistema é convertida em calor em razão da resistência do material à mudança de orientação dos domínios magnéticos. Essas perdas podem ser representadas por:

$$P_h = k_h f B_{max}^n \quad (2.10)$$

em que k_h é o coeficiente de perdas por histerese e uma constante dependente do material, f é a frequência de operação, B_{max} é a densidade máxima de fluxo magnético e n é o expoente de Steinmetz, tipicamente entre 1,5 e 2,5 para aços de grão não orientado [37].

As perdas por correntes parasitas, também denominadas perdas por correntes de Foucault, decorrem das tensões induzidas nas chapas do núcleo em função da variação do fluxo magnético. Essas correntes circulam no interior do material ferromagnético e produzem dissipação de energia por efeito Joule. Uma expressão simplificada para essas

perdas é dada por:

$$P_e = k_e f^2 B_{max}^2 \quad (2.11)$$

em que k_e é o coeficiente de perda por correntes parasitas, sendo uma constante associada à resistividade elétrica do material e à espessura das lâminas.

Nesse contexto, a utilização de chapas finas de aço silício isoladas entre si é fundamental para a redução dessas perdas, pois limita a circulação das correntes parasitas. Esse recurso construtivo é particularmente relevante em transformadores trifásicos de potência, nos quais o núcleo opera continuamente sob fluxo alternado.

As perdas excessivas, também chamadas de perdas anômalas, correspondem à parcela adicional das perdas no núcleo não contemplada pelas contribuições clássicas de histerese e de correntes parasitas. Elas estão associadas a efeitos mais complexos da magnetização alternada, como a movimentação não uniforme dos domínios magnéticos e as interações microscópicas no material ferromagnético. Essas perdas podem ser representadas por:

$$P_{ex} = K_{ex} f^{1.5} B_{max}^{1.5} \quad (2.12)$$

em que K_{ex} é o coeficiente de perdas em excesso, sendo um parâmetro empírico do material, dependente do tipo de aço magnético, do processamento do núcleo, da espessura das lâminas e das condições de excitação.

Essa formulação por modelo de Bertotti evidencia a influência direta da frequência de excitação e da densidade máxima de fluxo magnético sobre as perdas no núcleo e, conseqüentemente, sobre a elevação de temperatura associada ao seu funcionamento.

Perdas variáveis

As perdas variáveis de um transformador trifásico correspondem à parcela das perdas que depende diretamente do nível de carregamento do equipamento, sendo predominantemente associadas às perdas no cobre dos enrolamentos e às perdas adicionais. Em conjunto, essas perdas influenciam de forma significativa o aquecimento interno do transformador, a regulação de tensão e a sua eficiência operacional, sendo, portanto, elementos essenciais para a análise eletromagnética e térmica do equipamento.

As perdas no cobre dos enrolamentos são causadas pela resistência elétrica dos condutores e aumentam com o quadrado da corrente. O fato das perdas aumentarem decorrente ao nível da corrente, as torna particularmente relevantes em regimes de maior solicitação elétrica. Essas perdas são usualmente decompostas em contribuições associadas aos lados primário e secundário, uma vez que cada enrolamento possui resistência elétrica própria e é percorrido por corrente distinta. Dessa forma, as perdas em cobre podem ser representadas, conforme Equação (2.13), pela soma das parcelas dissipadas em ambos os enrolamentos, sendo proporcionalmente dependentes do quadrado da corrente em cada lado.

$$P_{cu} = 3(I_p^2 R_p + I_s^2 R_s) \quad (2.13)$$

onde a parcela de perdas no primário, são representados pelas componentes I_p e R_p , sendo respectivamente a corrente no enrolamento e sua resistência elétrica. Seguindo a mesma lógica o secundário é representado por I_s e R_s .

Em equipamentos trifásicos, as perdas nos enrolamentos ocorrem simultaneamente nas três fases, podendo ser influenciadas pela distribuição da corrente entre os condutores, pela temperatura de operação e pela geometria do enrolamento. Como a resistividade elétrica dos materiais aumenta com a temperatura, há uma interação entre aquecimento e perdas ôhmicas, o que torna o problema fortemente acoplado.

A parcela de perdas adicionais P_{ad} , descritas na Seção 2.2.4, são em geral mais difíceis de quantificar de forma analítica, pois dependem da geometria detalhada do transformador, da disposição dos enrolamentos e das condições de operação. Em transformadores de potência, tais efeitos podem produzir aquecimento localizado em grampos, tanques, blindagens e elementos de fixação.

Aquecimento e distribuição térmica

As perdas elétricas e magnéticas convertem-se integralmente em calor no interior do transformador. A distribuição térmica resultante não é uniforme, uma vez que regiões com maior densidade de perdas tendem a apresentar temperaturas mais elevadas. Em particular, os enrolamentos e zonas próximas ao núcleo podem atingir temperaturas superiores às médias globais do equipamento, formando pontos quentes, ou *hotspots*. Esses pontos são críticos porque aceleram o envelhecimento do sistema de isolamento e reduzem a vida útil do transformador.

A elevação de temperatura pode ser interpretada, de forma simplificada, por meio do balanço entre geração e dissipação de calor:

$$P_{gen} = P_{diss} \quad (2.14)$$

em que P_{gen} representa a potência térmica gerada internamente e P_{diss} a potência removida pelo sistema de refrigeração.

A temperatura, por sua vez, afeta a resistividade dos condutores, a curva de magnetização dos materiais e o comportamento da isolamento, sendo assim, quando a dissipação térmica é insuficiente, a temperatura dos enrolamentos aumenta, elevando a resistividade elétrica dos condutores e agravando as perdas ôhmicas. Em uma análise eletrotérmica acoplada, essas dependências precisam ser consideradas simultaneamente, pois o aumento de temperatura pode alterar a distribuição de correntes e, conseqüentemente, intensificar as perdas, em um processo de retroalimentação térmica. É justamente esse acoplamento que torna a análise multifísica indispensável em estudos modernos de transformadores [19, 20].

2.2.5 Circuito equivalente e parâmetros operacionais

A representação por circuito equivalente é uma das ferramentas clássicas para estudo de transformadores, com este circuito sendo composto por elementos resistivos, indutivos e magnetizantes. Esse modelo permite estudar perdas, quedas de tensão, eficiência e comportamento em diferentes condições operacionais. Esse circuito surge a partir de simplificações feitas no modelo do transformador, representado pela Figura 2.8, que inclui o ramo de magnetização, as resistências dos enrolamentos e reatâncias de dispersão dos enrolamentos.

O ramo de magnetização é responsável por modelar as perdas no ferro e a corrente a vazio, e sua modelação é essencial para reproduzir o comportamento em vazio e em regimes não lineares. As resistências dos enrolamentos representam as perdas por efeito Joule, que aumentam com o quadrado da corrente e possuem um impacto direto sobre a eficiência e o aquecimento do equipamento. Já as reatâncias de dispersão modelam o fluxo magnético que não concatena simultaneamente os dois enrolamentos. Esse fenômeno é responsável por parte da regulação de tensão e pela resposta transitória do transformador.

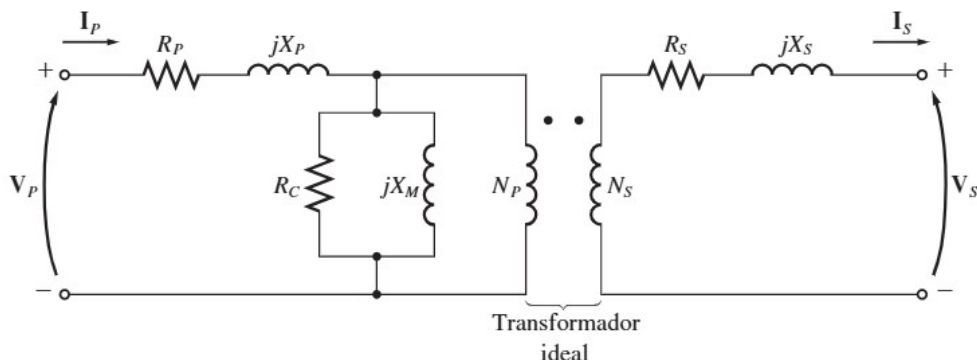


Figura 2.8: Circuito modelo do transformador real.
 Fonte: Chapman, fundamentos de máquinas elétricas (2013, p.88).

No circuito em questão V_p , V_s , I_p , I_s , N_p e N_s são respectivamente as tensões, correntes e enrolamentos primário e secundário. Já R_p é a resistência do enrolamento primário, X_p é a reatância devido à indutância de dispersão do primário, R_s a resistência do enrolamento secundário e X_s é a reatância devido à indutância de dispersão do secundário. O ramo de excitação é modelado pela resistência R_c (histerese e perdas no núcleo) em paralelo com a reatância X_m (corrente de magnetização).

Para a análise do circuito de transformadores, após as simplificações, usualmente se converte o circuito inteiro em um circuito equivalente, com um único nível de tensão, podendo ser o circuito equivalente referido a seu lado primário ou a seu lado secundário. Esta equivalência pode ser observada na Figura 2.9, com R_{eqp} , X_{eqp} , R_{eqs} e X_{eqs} sendo respectivamente as resistências e reatâncias equivalentes referidas ao primário e secundário.

Em sua forma simplificada, a impedância equivalente pode ser expressa pela equação (2.15), onde R_{eq} representa a resistência equivalente e X_{eq} a reatância de dispersão equivalente.

$$Z_{eq} = R_{eq} + jX_{eq} \quad (2.15)$$

A obtenção experimental desses parâmetros é geralmente realizada através dos ensaios a vazio e de curto-circuito. O ensaio a vazio fornece informações sobre as perdas no núcleo e a corrente de magnetização, enquanto o ensaio de curto-circuito permite determinar as perdas ôhmicas e a impedância série. Esses parâmetros são essenciais para

a análise de regulação de tensão, rendimento, aquecimento e comportamento dinâmico do transformador.

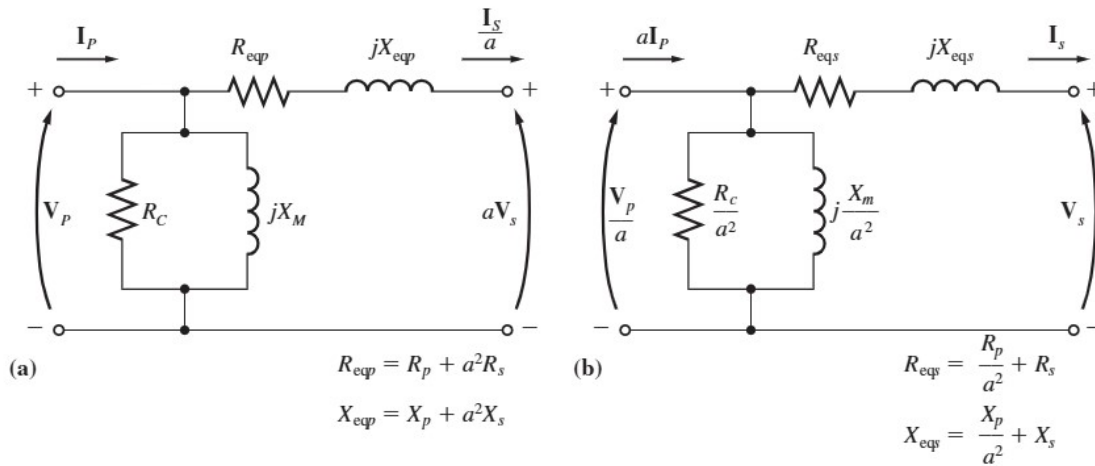


Figura 2.9: Modelo equivalente (a) Referido ao lado primário; (b) referido ao lado secundário.

Fonte: Chapman, fundamentos de máquinas elétricas (2013, p.89).

2.2.6 Condições operacionais dos transformadores

O funcionamento de transformadores trifásicos de força pode ser analisado, de forma clássica, em dois regimes fundamentais: o funcionamento a vazio e o funcionamento sob carga. Essa distinção é essencial para compreender o comportamento eletromagnético, as perdas internas, a regulação de tensão e a resposta térmica do equipamento. Em ambos os casos, a operação baseia-se no acoplamento magnético entre enrolamentos por meio de um núcleo ferromagnético laminado, sendo a corrente de excitação e a corrente de carga os principais agentes que determinam o estado operacional do transformador.

Funcionamento a vazio

O funcionamento a vazio ocorre quando o secundário do transformador está aberto e não há carga conectada. Nesse regime, o primário é alimentado pela tensão nominal, e o transformador absorve apenas a corrente de excitação ou também chamada de corrente a vazio. Essa corrente é relativamente pequena em relação à corrente nominal e pode ser decomposta em duas parcelas: uma componente magnetizante, responsável pela criação do fluxo magnético alternado no núcleo, e uma componente ativa, responsável por suprir

as perdas no ferro devido a histerese e correntes parasitas.

A relação entre a tensão aplicada e a força eletromotriz induzida no primário pode ser expressa, idealmente, pela Equação (2.16), em que V_1 é a tensão aplicada ao primário e E_1 a tensão induzida no mesmo enrolamento.

$$V_1 \approx E_1 \quad (2.16)$$

Já a corrente em vazio pode ser decomposta em duas componentes ortogonais: uma componente ativa I_c , responsável pelas perdas no núcleo, e uma componente magnetizante I_m , responsável pela criação do fluxo principal, representada pela Equação (2.17), onde I_0 representa a corrente em vazio.

$$I_0 = \sqrt{I_c^2 + I_m^2} \quad (2.17)$$

Conforme a Equação (2.18) potência absorvida em vazio é aproximadamente igual às perdas no ferro, uma vez que as perdas no cobre são pequenas nesse regime. Neste caso P_{fe} corresponde às perdas magnéticas do núcleo, que são compostas principalmente por perdas por histerese e correntes parasitas, representada pela Equação (2.9). Em transformadores de potência, esse regime é particularmente importante porque as perdas no ferro ocorrem continuamente enquanto o equipamento permanece energizado, mesmo sem alimentar carga.

$$P_0 \approx P_{fe} \quad (2.18)$$

Na prática, para a verificação do funcionamento em vazio é realizado um ensaio chamado normalmente de ensaio de circuito aberto, sendo amplamente utilizado para determinar o ramo de magnetização do circuito equivalente, as perdas no núcleo e a corrente magnetizante. Como a corrente no primário é reduzida e o secundário permanece aberto, as perdas ôhmicas nos enrolamentos são pequenas e normalmente desprezadas nesse ensaio. Esse procedimento é fundamental para a caracterização inicial do transformador e para a validação de modelos numéricos baseados em elementos finitos.

Funcionamento sob carga

Quando uma carga é conectada ao secundário, a corrente secundária I_s passa a circular e, por ação do acoplamento magnético, o primário passa a absorver uma corrente adicional I_p , de modo a manter aproximadamente constante o fluxo no núcleo. Nessa condição, o transformador transfere potência da fonte para a carga, e o comportamento elétrico passa a ser influenciado pelas resistências dos enrolamentos, pelas reatâncias de dispersão, condição térmica do equipamentos e pelas características da carga conectada.

No modelo ideal, a relação entre as correntes é dada pela Equação (2.7), mostrada anteriormente. Já a potência entregue à carga, ou potência de saída, pode ser aproximada através da Equação (2.19), em que V_s é a tensão secundária, I_s é a corrente de carga e $\cos(\varphi)$ é o fator de potência da carga.

$$P_{out} = V_s I_s \cos(\varphi) \quad (2.19)$$

Sob carga, as perdas ôhmicas tornam-se relevantes e podem ser expressas através da Equação (2.13), sendo dependentes do quadrado da corrente circulante nos enrolamentos, ou seja, à medida que a corrente aumenta, as perdas nos enrolamentos crescem quadraticamente, o que pode elevar significativamente a temperatura dos condutores e do isolamento. Esse efeito é particularmente importante em transformadores secos, nos quais a dissipação térmica depende fortemente da circulação natural ou forçada do ar ao redor do equipamento. Em consequência, o comportamento térmico está intimamente ligado ao carregamento elétrico, o que justifica análises acopladas eletromagnéticas e térmicas em estudos de projeto e validação experimental [9, 19, 20].

2.3 Mecanismos de transferência de calor em transformadores trifásicos

A análise térmica de transformadores trifásicos depende da compreensão dos mecanismos físicos responsáveis pela remoção do calor gerado internamente em decorrência das perdas no núcleo magnético e nos enrolamentos. Tais perdas convertem energia elétrica em calor, a qual deve ser transferida da parte ativa para o meio externo de forma a garantir a operação segura e confiável do equipamento.

Nesse contexto, a geração de calor pode ser representada, em primeira aproximação, pelas perdas ôhmicas nos enrolamentos associadas ao efeito Joule, cuja formulação volumétrica pode ser expressa por:

$$Q_J = \frac{|\vec{J}|^2}{\sigma} \quad (2.20)$$

ou, de forma equivalente:

$$Q_J = \sigma \vec{E}^2 \quad (2.21)$$

em que $\vec{J}$ é a densidade de corrente [A/m^2], σ é a condutividade elétrica [S/m] e $\vec{E}$ é o campo elétrico [V/m]. No caso de equipamentos de topologia a seco, essa parcela assume elevada relevância, uma vez que os enrolamentos concentram parte significativa das perdas variáveis com a carga.

Além das perdas ôhmicas nos enrolamentos, as perdas no núcleo magnético constituem outra fonte relevante de geração de calor. De forma global, a taxa média de geração de calor volumétrica em uma região homogênea do núcleo pode ser expressa pela razão entre a potência ativa total dissipada e o volume geométrico da estrutura, conforme apresentado na Equação (2.22):

$$Q_{fe} = \frac{P_{fe}}{V_{nuc}} \quad (2.22)$$

onde P_{fe} representa a perda total no ferro [W] e V_{nuc} corresponde ao volume do núcleo magnético [m^3]. Alternativamente, quando as perdas específicas do material condutor magnético são fornecidas em termos de massa, a conversão para a base volumétrica utiliza a densidade do aço silício através da Equação (2.23):

$$Q_{fe} = p_{fe} \cdot \rho_{emp} \quad (2.23)$$

em que p_{fe} é a perda específica do material e ρ_{emp} é a densidade de massa do empilhamento de lâminas de aço silício [kg/m^3].

Uma pequena parcela da geração de calor volumétrica total está atrelada às perdas adicionais, que podem ser representadas de forma simplificada por:

$$Q_{add} = \frac{P_{ad,i}}{V_i} \quad (2.24)$$

em que $P_{ad,i}$ corresponde às perdas adicionais totais [W] alocadas na região i e V_i é volume total do material [m^3] que compõe a região i .

Dessa forma, a geração de calor volumétrica total, gerada pelas parcelas de perdas resistivas, no núcleo transformador e contribuições das perdas adicionais, pode ser escrita como a soma das contribuições dos enrolamentos e do núcleo:

$$Q_{gen} = Q_J + Q_{fe} + Q_{add} \quad (2.25)$$

em que Q_J corresponde às perdas por efeito Joule nos enrolamentos, Q_{fe} representa as perdas no núcleo magnético e Q_{add} as perdas adicionais.

A transferência desse calor ocorre por meio da ação combinada dos mecanismos de condução, convecção e radiação, os quais determinam a distribuição de temperatura no interior do transformador e influenciam diretamente sua capacidade de carregamento, sua eficiência operacional e a vida útil do sistema de isolamento [38, 39, 40]. De forma simplificada, particularmente em transformadores a seco, o calor gerado internamente é inicialmente conduzido através dos materiais sólidos da parte ativa e posteriormente transferido ao meio externo predominantemente por convecção e, em menor intensidade, por radiação térmica.

Dessa forma, os principais mecanismos de transferência de calor relevantes para a análise térmica de transformadores trifásicos correspondem à condução, à convecção e à radiação, os quais serão apresentados nas subseções seguintes.

A análise térmica deve, portanto, considerar a interação entre esses mecanismos, bem como a distribuição espacial das perdas no núcleo, nos enrolamentos e nas estruturas metálicas. Em estudos computacionais, a representação adequada desses fenômenos é indispensável para prever a elevação de temperatura em componentes internos e identificar regiões críticas de aquecimento, conhecidas como *hotspots*.

2.3.1 Condução

A condução é o mecanismo predominante no interior dos sólidos do transformador, especialmente no núcleo, nos enrolamentos, na isolamento sólida e nas estruturas metálicas.

Esse processo ocorre pela transferência de energia térmica entre partículas adjacentes sem transporte macroscópico de massa. Em meios sólidos homogêneos e sob regime unidimensional, a condução pode ser descrita pela lei de Fourier:

$$\vec{q}_{cond} = -k\nabla T \quad (2.26)$$

em que $\vec{q}_{cond}$ representa o vetor fluxo de calor [W/m^2], k é a condutividade térmica do material [$W/(m \cdot ^\circ C)$ ou $W/(m \cdot K)$] e ∇T é o gradiente de temperatura [$^\circ C$ ou K].

No caso unidimensional, a taxa de transferência de calor por condução pode ser escrita como:

$$\vec{Q}_{cond} = -kA \frac{dT}{dx} \quad (2.27)$$

onde A é a área transversal normal ao fluxo térmico [m^2]. Em transformadores secos, a condução é particularmente importante porque o calor gerado nas perdas no cobre e no núcleo precisa atravessar camadas de materiais sólidos, cuja condutividade térmica é limitada. A presença de interfaces entre cobre, isolamento e materiais estruturais pode introduzir resistências térmicas adicionais, elevando a temperatura interna e favorecendo o surgimento de pontos quentes.

2.3.2 Convecção

A convecção é o mecanismo responsável pela transferência de calor entre uma superfície sólida e um fluido em movimento, seja ele ar ou óleo dielétrico. Em transformadores secos, a convecção com o ar é o principal meio de remoção de calor; em transformadores imersos, o óleo transfere calor da parte ativa para as paredes do tanque e radiadores. Esse processo pode ocorrer por convecção natural ou forçada, dependendo da existência ou não de dispositivos auxiliares como ventiladores e bombas [39, 40].

A lei de resfriamento de Newton, representada por (2.28), é frequentemente utilizada para demonstrar a taxa de troca térmica por convecção.

$$\vec{Q}_{conv} = hA(T_s - T_\infty) \quad (2.28)$$

em que onde h é o coeficiente de transferência de calor por convecção (W/m^2K), A é a

área superficial $[m^2]$, T_s $[^\circ\text{C}$ ou $\text{K}]$ é a temperatura da superfície sólida e T_∞ $[^\circ\text{C}$ ou $\text{K}]$ é a temperatura do fluido afastado da superfície.

Nos transformadores imersos, o movimento natural do óleo resulta da diferença de densidade entre regiões aquecidas e regiões mais frias, gerando circulação convectiva no interior do tanque. Esse fenômeno é essencial para o transporte do calor dos enrolamentos até os radiadores. Em sistemas forçados, a intensificação da vazão aumenta o coeficiente convectivo e reduz a resistência térmica global do equipamento.

2.3.3 Radiação

A radiação térmica consiste na transferência de energia na forma de ondas eletromagnéticas, sem necessidade de meio material. Em transformadores, esse mecanismo ocorre entre superfícies aquecidas e o ambiente, principalmente nas partes externas do tanque, radiadores e aletas. Embora em muitas situações a radiação represente parcela menor do balanço térmico em comparação com a convecção, ela pode ser relevante em superfícies extensas e em equipamentos operando a temperaturas elevadas [38, 39].

A taxa líquida de transferência de calor por radiação entre uma superfície e o meio pode ser expressa por meio da Equação (2.29), em que T_1 é a temperatura da superfície emissora, T_2 é a temperatura da superfície absorvente, A é a área da superfície emissora, σ_{sb} é a constante de Stefan-Boltzmann e ε é a emissividade da superfície.

$$\vec{Q}_{rad} = \varepsilon \sigma_{sb} A (T_1^4 - T_2^4) \quad (2.29)$$

Em transformadores de potência, a radiação atua em conjunto com a convecção natural do ar externo, especialmente sobre superfícies pintadas ou oxidadas, nas quais a emissividade pode ser relativamente elevada. Assim, ainda que o mecanismo predominante seja convectivo, a radiação complementa a dissipação térmica total do sistema.

2.3.4 Acoplamento dos mecanismos de transferência de calor

Na prática, os mecanismos de transferência de calor não atuam de forma isolada. O calor gerado pelas perdas no núcleo e nos enrolamentos é inicialmente conduzido através dos materiais sólidos do transformador até suas superfícies externas, sendo então dissipado ao meio ambiente por convecção e radiação. Em transformadores trifásicos, a complexidade geométrica, a presença de materiais com diferentes condutividades térmicas

e a distribuição não uniforme das perdas tornam essa interação essencialmente tridimensional.

A distribuição espacial e temporal da temperatura nesses equipamentos pode ser descrita pela equação geral da difusão térmica, que, em regime transiente, é expressa por:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) + Q_{gen} \quad (2.30)$$

em que ρ é a densidade do material [kg/m^3], c_p é o calor específico à pressão constante [$J/(Kg \cdot K)$], T é a temperatura [K], t é o tempo [s], k é a condutividade térmica e Q_{gen} [W/m^3] representa a geração volumétrica de calor. No contexto desta tese, esse termo está associado às perdas eletromagnéticas convertidas em calor no interior do transformador, constituindo a principal fonte térmica do problema multifísico.

De forma mais abrangente, conforme a Equação 2.25 a fonte térmica total aplicada ao modelo pode ser decomposta em três fontes de calor, em que essa decomposição é importante na modelação multifísica, pois permite inserir no domínio térmico as fontes de calor obtidas a partir da análise eletromagnética do transformador.

Em regime estacionário, o calor gerado internamente tende a ser balanceado pela dissipação ao ambiente, de modo que:

$$Q_{gen} = Q_{diss}, \quad Q_{diss} = Q_{conv} + Q_{rad} \quad (2.31)$$

sendo Q_{conv} o calor dissipado por convecção entre a superfície do transformador e o ar ao redor, e Q_{rad} o calor transferido por radiação térmica. Durante transitórios de carga ou condições de sobrecarga, esse equilíbrio é temporariamente rompido, provocando elevação de temperatura nos pontos mais críticos do equipamento, especialmente nos *hotspots* dos enrolamentos.

Capítulo 3

Metodologia

3.1 Visão Geral da Abordagem Metodológica

A metodologia empregada neste trabalho fundamenta-se na análise numérica acoplada entre os fenômenos eletromagnéticos e térmicos presentes em um transformador trifásico de núcleo ferromagnético, operando em regime permanente senoidal. A interdependência entre esses dois domínios físicos é inerente ao funcionamento do equipamento: as correntes elétricas nos enrolamentos e as perdas no núcleo geram calor, que eleva a temperatura dos materiais, alterando suas propriedades elétricas e magnéticas, em particular a resistividade do cobre e a permeabilidade do aço silício, o que, por sua vez, modifica a distribuição das perdas [40, 41].

Para capturar esse comportamento de forma fisicamente consistente, adotou-se uma estratégia de *acoplamento bidirecional* (*two-way coupling*) entre dois módulos de simulação: o Ansys Maxwell 3D, responsável pela resolução das equações de campo eletromagnético e pelo cálculo das perdas, e o Ansys Icepak, responsável pelo campo de temperatura via resolução das equações de transferência de calor e dinâmica dos fluidos computacional. Ambos os módulos integram a plataforma *Ansys Electronics Desktop* (AEDT), que fornece uma infraestrutura unificada de gerenciamento de projeto, malha e pós-processamento [42, 43].

O fluxo geral da metodologia é ilustrado na Figura 3.1 e compreende as seguintes etapas principais:

1. Modelagem geométrica tridimensional do transformador no ambiente CAD integrado do AEDT;
2. Definição dos materiais e suas propriedades dependentes de temperatura;
3. Configuração das excitações elétricas (tensões e correntes de fase);
4. Geração e refinamento da malha de elementos finitos;
5. Configuração do acoplamento bidirecional Maxwell–Icepak;
6. Execução das iterações de acoplamento até convergência;
7. Pós-processamento e validação experimental dos resultados.

A validação do modelo é realizada mediante comparação dos resultados simulados com medições obtidas em bancada de ensaio, incluindo o ensaio de curto-circuito para determinação das perdas ôhmicas e o ensaio em vazio para as perdas no núcleo, conforme procedimentos normalizados pela IEC 60076-1 [44].

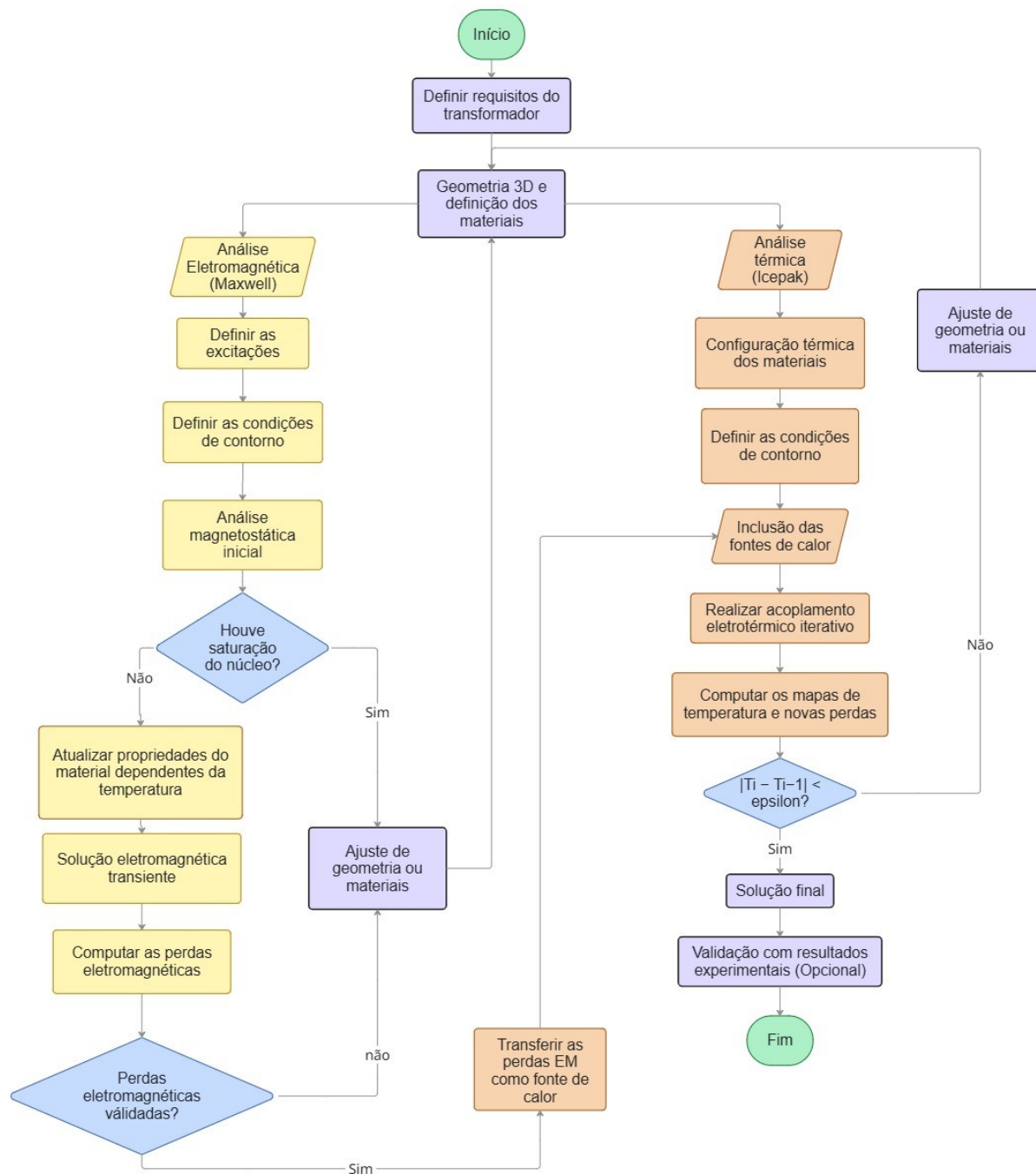


Figura 3.1: Fluxograma de trabalho para simulações eletromagnéticas-térmicas acopladas bidirecionalmente.

3.2 Método de Elementos Finitos

O método dos elementos finitos, é uma técnica numérica consagrada na engenharia para a solução aproximada de problemas governados por equações diferenciais parciais, especialmente aqueles em que a geometria do domínio, as condições de fronteira ou as propriedades dos materiais dificultam a obtenção de soluções analíticas. Sua principal contribuição está na capacidade de transformar um problema contínuo em um conjunto finito de equações algébricas, permitindo a análise detalhada de fenômenos físicos em domínios complexos e com grande fidelidade à configuração real do sistema [45, 46].

O uso do MEF também está associado à evolução das ferramentas computacionais de engenharia, que passaram a incorporar rotinas de pré-processamento, geração automática de malha, solução numérica e pós-processamento em um único ambiente. Essa integração reduziu significativamente o tempo necessário para estudos de projeto e validou o uso do método como apoio direto à engenharia de produto. Em contextos industriais, o MEF deixou de ser apenas uma ferramenta de pesquisa e passou a ser um recurso de rotina para previsão de desempenho, otimização geométrica e verificação de segurança operacional.

Um aspecto fundamental deste método é a sua versatilidade para lidar com diferentes classes de problemas físicos. Para transferência de calor, permite resolver a distribuição de temperatura em regime estacionário ou transiente; em eletromagnetismo, é aplicado à determinação de campos magnéticos, correntes induzidas e forças e sistemas eletromagnéticos [47].

No contexto das máquinas elétricas, o método se consolidou como uma ferramenta essencial tanto para o projeto quanto para a validação de desempenho. O método permite estudar a distribuição espacial de grandezas como densidade de fluxo magnético, corrente, perdas por efeito Joule, perdas no ferro e elevação de temperatura. Além disso, a possibilidade de acoplamento entre diferentes domínios físicos amplia significativamente o escopo da análise, permitindo que os resultados eletromagnéticos alimentem simulações térmicas ou estruturais, o que é fundamental em estudos multifísicos como o desenvolvido nesta dissertação.

3.2.1 Princípios Fundamentais do Método dos Elementos Finitos

De maneira conceitual, o MEF consiste na divisão do domínio de interesse em pequenas regiões interligadas, denominadas elementos finitos cuja reunião forma a malha (*mesh*), sobre as quais as variáveis de estado são aproximadas por funções polinomiais ou outras funções de interpolação.

Essa discretização permite representar o comportamento global do sistema a partir da solução local de cada elemento, o que torna o método particularmente eficiente para tratar problemas envolvendo variações espaciais intensas de campo, como é o caso das máquinas elétricas. Nesses sistemas, a distribuição de fluxo magnético, corrente, perdas e temperatura apresenta forte dependência da geometria e da composição dos materiais, o que justifica a adoção de métodos numéricos em detrimento de abordagens puramente analíticas [48, 49].

Do ponto de vista matemático, o MEF dispõe de duas formulações clássicas para transformar as equações diferenciais de um problema físico em um sistema algébrico resolúvel numericamente: a formulação variacional, baseada na minimização de um funcional de energia, e a formulação dos resíduos ponderados, baseada no método de Galerkin. [50].

Em qualquer das formulações, o ponto de partida é a representação operacional do problema de campo, por exemplo, magnético ou térmico. O domínio de análise é então subdividido em elementos simples (elementos de malha como tetraedros, prismas e paralelepípedos) e a variável desconhecida é aproximada dentro de cada elemento por funções de interpolação. A qualidade da aproximação depende diretamente da escolha das funções de interpolação e do nível de refinamento da malha, quanto menor o elemento, maior a fidelidade da solução aproximada em relação à solução exata, ao custo de maior esforço computacional.

3.2.2 Ciclo de Simulação Numérica

O ciclo completo de uma simulação numérica pelo Método dos Elementos Finitos (MEF) compreende três etapas sequenciais: pré-processamento, processamento (solução numérica) e pós-processamento. A rigor, a qualidade das etapas anterior e posterior à resolução do sistema de equações é determinante para garantir a confiabilidade e a utilidade dos resultados obtidos.

O pré-processamento inicia-se com a modelagem geométrica bidimensional ou tridimensional no ambiente AEDT, parametrizada por meio de variáveis que viabilizam estudos de sensibilidade e otimização. Na sequência, realiza-se a atribuição de materiais a cada domínio computacional, definindo-se propriedades eletromagnéticas fundamentais. Da mesma forma, incorporam-se as propriedades térmicas e fluida-dinâmicas dependentes da temperatura.

As condições de fronteira e as excitações elétricas, tais como fontes trifásicas, resistências de carga e resistências parasitas dos enrolamentos, são injetadas no modelo via *Maxwell Circuit Editor*. Por fim, a malha computacional é gerada por algoritmos de refinamento adaptativo local, e os parâmetros de controle do *solver* (tempo total, passo de integração temporal, critérios de convergência e monitores de variáveis) são estabelecidos nos *Analysis Setups* de cada módulo, conforme detalhado nas Seções 3.4 a 3.6.

O pós-processamento abrange a extração e análise dos campos vetoriais e escalares via *Field Overlays*, destacando-se os mapas de densidade de fluxo magnético e os gradientes de temperatura para a identificação geométrica de pontos quentes (*hotspots*). Adicionalmente, geram-se relatórios temporais de grandezas elétricas (tensões e correntes) e energéticas (perdas volumétricas), cujos dados brutos são exportados em formatos comerciais como CSV, PDF ou TXT para validação externa.

3.2.3 Malha

A geração da malha representa uma etapa fundamental do processo de simulação, uma vez que a qualidade da discretização influencia diretamente a precisão e a estabilidade dos resultados obtidos.

De modo geral, regiões que apresentam elevadas variações espaciais das grandezas analisadas, como campos elétricos, campos magnéticos, temperaturas ou tensões mecânicas, requerem elementos menores e maior refinamento da malha. Por outro lado, regiões onde as variações são menos significativas podem ser representadas por elementos maiores, reduzindo o custo computacional sem comprometer a precisão da solução.

Em softwares baseados no Método dos Elementos Finitos, como o ANSYS Maxwell, são frequentemente empregados processos automáticos de refinamento adaptativo. Nessa abordagem, a malha inicial é progressivamente refinada em regiões onde o erro estimado da solução é mais elevado, permitindo aumentar a precisão dos resultados de forma eficiente. Esse procedimento é particularmente importante em análises eletromagnéticas, nas quais

fenômenos como saturação magnética, concentração de fluxo, correntes parasitas e efeito pelicular podem exigir discretizações mais refinadas em regiões específicas do modelo.

Assim, a definição adequada da malha constitui um fator determinante para a obtenção de resultados confiáveis, sendo necessário estabelecer um equilíbrio entre precisão numérica e tempo computacional. Malhas excessivamente grosseiras podem introduzir erros significativos na solução, enquanto malhas excessivamente refinadas podem aumentar consideravelmente os requisitos de processamento e memória computacional.

Tipos de Elementos em Problemas 3D

A escolha do tipo de elemento determina a qualidade da aproximação e o custo computacional da análise. Sadiku em [51] apresenta detalhadamente a aplicação de elementos finitos em aplicado em eletromagnetismo, neste contexto o mesmo apresenta sobre os tipos de elementos finitos, dividindo em três categorias, sendo elas elementos Unidimensionais, bidimensionais e tridimensionais, que podem ser visto na Figura 3.2.

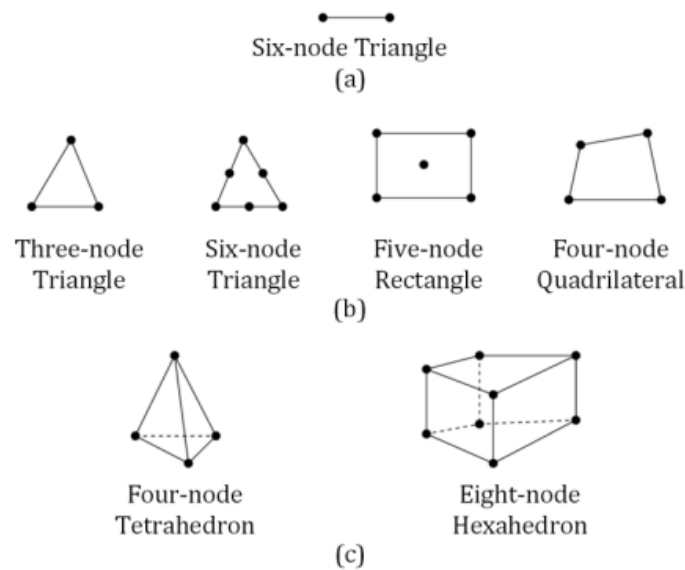


Figura 3.2: Elementos finitos típicos: (a) Unidimensionais, (b) bidimensionais, (c) tridimensionais.

Fonte: Técnicas Numéricas em Eletromagnetismo, Sadiku (2000).

Em problemas tridimensionais, os elementos mais utilizados são:

Elementos Tetraédricos (*Tet*): Os tetraedros são os elementos volumétricos mais simples em 3D, com 4 nós (lineares) ou 10 nós (quadráticos). São amplamente utilizados

em malhas não estruturadas pela facilidade de adaptação a geometrias complexas. O Ansys Maxwell 3D utiliza exclusivamente malhas tetraédricas não estruturadas, geradas pelo algoritmo adaptativo TAU (*True Adaptive Unstructured*) [42].

Elementos Hexaédricos (*Hex*): Os hexaedros (cuboides) são elementos de alto desempenho em malhas estruturadas, com 8 nós (lineares) ou 20 nós (quadráticos). Apresentam menor erro de interpolação por grau de liberdade em geometrias regulares, mas são de difícil geração automática em geometrias complexas [45]. O Ansys Icepak utiliza o método Mesher-HD (*Hexahedral Dominant*), que gera malhas hexaédricas não estruturadas adaptadas à geometria do domínio térmico.

Elementos Prismáticos e Piramidais: Elementos prismáticos (6 nós) e piramidais (5 nós) são frequentemente usados como elementos de transição entre regiões de malha hexaédrica e tetraédrica, garantindo compatibilidade geométrica sem duplicação de nós [43].

3.3 Plataforma de Simulação: *Ansys Electronics Desktop*

O *Ansys Electronics Desktop* (AEDT) é uma plataforma de simulação unificada que permite a integração de diversas frentes da física em um único ambiente computacional. No contexto de máquinas elétricas e transformadores, destacam-se os módulos *Maxwell*, voltado para análise eletromagnética, e *Icepak* ou *Mechanical*, utilizados em estudos térmicos e de transferência de calor [52], e também por oferecer um fluxo de trabalho otimizado para o projeto e análise de dispositivos eletromagnéticos complexos. A grande vantagem do AEDT reside na sua capacidade de gerenciar o acoplamento entre diferentes solvers, permitindo que os resultados de uma análise magnética sejam utilizados como dados de entrada para uma análise térmica, garantindo maior fidelidade aos fenômenos físicos reais [53].

O módulo Ansys *Maxwell* é a ferramenta primordial para a análise eletromagnética de baixa frequência, utilizando o Método de Elementos Finitos (MEF) para resolver as equações de *Maxwell* em domínios estáticos, harmônicos ou transitórios. No contexto de transformadores trifásicos, o *Maxwell* permite a modelagem precisa do fluxo magnético no núcleo e nos enrolamentos, possibilitando o cálculo detalhado das perdas por efeito Joule

(perdas no cobre) e perdas no núcleo (histerese e correntes parasitas) [10]. A precisão do solver MEF é o que permite identificar saturações magnéticas e fluxos de dispersão que seriam dificilmente quantificados por métodos analíticos tradicionais.

Além do cálculo de perdas, o *Maxwell* destaca-se pela sua versatilidade na definição de materiais não-lineares, como o aço silício, e na simulação de condições operacionais variadas, incluindo o ensaio a vazio e sob carga. Para um transformador de baixa potência, a capacidade de mapear a densidade de perdas em cada milímetro cúbico da geometria é o que fornece a base necessária para a análise de aquecimento.

Complementarmente, o Ansys *Icepak* atua como o solver térmico e de fluidos, utilizando a tecnologia de Dinâmica de Fluidos Computacional (CFD) para prever a distribuição de temperatura e o comportamento do fluxo de ar ou óleo. Diferente de simplificações puramente condutivas, o *Icepak* resolve as equações de conservação de massa, momento e energia, permitindo simular as convecções natural ou forçada, sendo que a convecção natural é um fenômeno crítico em transformadores de baixa potência que não utilizam ventilação forçada [21].

A integração entre os dois módulos ocorre através do acoplamento eletro-térmico, onde as perdas calculadas no *Maxwell* são importadas pelo *Icepak* como fontes de calor volumétricas. Esse processo é iterativo: à medida que a temperatura sobe no *Icepak*, a resistividade elétrica dos enrolamentos no *Maxwell* pode ser atualizada, criando um ciclo de realimentação que reflete a realidade física do equipamento em operação.

Por fim, a escolha da suíte Ansys para este trabalho justifica-se pela sua ampla aceitação tanto na indústria quanto na academia, o que facilita a validação dos modelos numéricos frente aos dados experimentais de laboratório. A robustez dos solvers do *Maxwell* e do *Icepak* permite que discrepâncias entre a simulação e o teste real sejam investigadas de forma científica, seja por refinamento de malha ou pelo ajuste das condições de fronteiras térmicas. Assim, o uso dessas ferramentas não apenas automatiza o cálculo, mas eleva o nível de confiabilidade da análise de integridade e desempenho do transformador.

3.3.1 Ansys - Maxwell

O Ansys Maxwell 3D é um *solver* de elementos finitos para problemas eletromagnéticos tridimensionais, capaz de resolver as equações de Maxwell completas em domínios condutores, magnéticos e dielétricos [42]. Para análises no domínio do tempo, como a

operação em regime senoidal de um transformador trifásico, o módulo opera no modo Transiente (*Transient*), integrando numericamente as equações diferenciais temporais em cada passo de tempo.

Equações Governantes

O Maxwell 3D resolve o sistema de equações de Maxwell na forma diferencial [54, 55, 56]:

$$\vec{\nabla} \times \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \quad (3.1)$$

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{B} = 0 \quad (3.2)$$

$$\vec{\nabla} \times \vec{H} = \vec{J} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} \quad (3.3)$$

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{D} = \rho_v \quad (3.4)$$

Para a solução tridimensional empregada neste trabalho, o Maxwell utiliza uma formulação baseada em [57]:

$$\vec{\nabla} \times \left(\frac{1}{\sigma} \vec{\nabla} \times \vec{H} \right) = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \quad (3.5)$$

onde $\vec{H}$ é a intensidade de campo magnético [A/m], $\vec{J}$ é a densidade de corrente elétrica [A/m²], $\vec{D}$ é o vetor deslocamento elétrico [C/m²], $\vec{E}$ é o campo elétrico [V/m], $\vec{B}$ é a densidade de fluxo magnético [T], σ é a condutividade elétrica do material [S/m], e ρ_v é a densidade volumétrica de cargas elétricas [C/m³].

Porém quando utilizado materiais não lineares como o aço silício do núcleo, a relação $\vec{B} = f(\vec{H})$ é descrita pela curva de magnetização (curva BH), sendo possível utilizar curvas padronizadas disponibilizadas na biblioteca de simulação ou definir manualmente os valores da curva que deseja utilizar.

Definições e Escolhas de Pré-processamento

Além das equações governantes, é fundamental considerar a escolha do tipo de *solver* (solucionador), as propriedades físicas, térmicas e eletromagnéticas dos materiais, a definição das excitações, as condições de fronteira e a malha de análise. O Ansys Electronics disponibiliza, para análises magnéticas, diferentes tipos de solução, como *Magnetostatic*, *Eddy Current*, *Transient*, *Electrostatic*, *Electric Transient*, *AC Conduction* e *DC Conduction* cada um adequado a regimes físicos específicos.

Na análise de transformadores, os solvers mais empregados são o *Eddy Current Solver* (solucionador de correntes parasitas) e o *Transient Solver* (solucionador Transitório). O *Eddy Current Solver* é destinado à análise de fenômenos eletromagnéticos em regime harmônico no domínio da frequência. Nesse caso, as correntes e campos variam sinusoidalmente com o tempo, sendo possível calcular correntes parasitas (*eddy currents*), perdas no núcleo, efeito pelicular (*skin effect*) e efeito de proximidade. Este solucionador é particularmente adequado para a análise de transformadores, indutores e máquinas elétricas operando em frequência fixa, permitindo a determinação precisa das perdas eletromagnéticas associadas à operação em corrente alternada.

Já o *Transient Solver* realiza análises no domínio do tempo, resolvendo as equações eletromagnéticas para cada instante da simulação. Essa abordagem permite modelar fenômenos não lineares, transitórios eletromagnéticos, correntes de energização (*inrush current*), saturação magnética dependente do tempo, variações de carga e eletromagnético-térmicas acopladas. Por considerar a evolução temporal completa do sistema, o *solver Transient* apresenta maior custo computacional, porém oferece elevada precisão para estudos dinâmicos e acoplamentos multifísicos.

No presente trabalho, cujo objetivo é determinar as perdas resistivas, as perdas no núcleo e acoplamento eletromagnético-térmico, foi empregado o solucionador *Magnetic Transient* do ANSYS Maxwell, pois ele é adequado para o cálculo dessas grandezas em regime temporal.

A definição precisa das propriedades dos materiais é fundamental para garantir relações constitutivas confiáveis no modelo. Esse processo se torna especialmente relevante quando se tratam de materiais com comportamento não linear, anisotrópico ou heterogêneo, como o núcleo ferromagnético de máquinas elétricas. Para materiais magnéticos macios, é indispensável dispor da curva B-H e das curvas de perdas específicas. Já para materiais condutores, a condutividade elétrica é um parâmetro essencial, principalmente

em análises acopladas, nas quais sua dependência em relação à temperatura deve ser levada em conta.

Cálculo das Perdas

O cálculo das perdas magnéticas constitui uma etapa fundamental na simulação de dispositivos eletromagnéticos, como transformadores, indutores e máquinas elétricas. No ANSYS Maxwell, essas perdas podem ser estimadas por diferentes modelos matemáticos, cuja escolha depende das características do material magnético e da disponibilidade de dados experimentais.

Entre os métodos disponíveis, destaca-se o modelo de Steinmetz, chamado de *core loss model*, que estima as perdas por meio de uma equação empírica que relaciona a frequência de operação e a densidade de fluxo magnético aos parâmetros característicos do material. Embora apresente menor complexidade computacional, esse método geralmente oferece menor precisão quando comparado aos modelos baseados em dados experimentais.

Outra abordagem disponível é o modelo baseado em curvas de perdas do material (*Electrical Steel*), amplamente utilizado para a análise de núcleos laminados de aço silicioso. Nesse método, o usuário fornece ao software curvas experimentais de perdas específicas em função da densidade de fluxo magnético e da frequência de operação. A partir desses dados, o Maxwell realiza a interpolação dos valores e calcula as perdas distribuídas ao longo do núcleo magnético.

Neste trabalho, o método utilizado para calcular as perdas no núcleo ferromagnético pelo módulo Maxwell é por meio do modelo de Steinmetz Modificado (*Core Loss Model*), que decompõe as perdas em três componentes [34, 58], perdas por histerese, por correntes parasitas e em excesso conforme a Equação 2.9 mostrada anteriormente na Subseção 2.2.4.

Lembrando que, na formulação das perdas pelo modelo de Steinmetz são utilizados os coeficientes K_h , K_e e K_{ex} , sendo eles, respectivamente os coeficientes de perdas por histerese, por correntes parasitas e em excesso.

Esses coeficientes são determinados pelo Ansys Maxwell mediante ajuste de curva (*curve fitting*) sobre os dados de perda específica fornecidos pelo fabricante do aço silício na forma de curvas de $P_{esp} \times B$ para múltiplas frequências presentes na biblioteca interna do software.

As perdas resistivas, por sua vez, podem ser estimadas em função da resistência elétrica do condutor e do quadrado da corrente que o atravessa:

$$P_{ohm} = R_p I_p^2 + R_s I_s^2 \quad (3.6)$$

onde R_p e R_s são as resistências dos enrolamentos primário e secundário, e I_p e I_s são, respectivamente, as correntes nominais do primário e do secundário.

Ressalta-se ainda que a resistividade elétrica dos materiais condutores depende da temperatura, além de sofrer influência dos efeitos pelicular e de proximidade, que alteram a distribuição de corrente nos condutores e provocam perdas adicionais em função da frequência de operação.

O cálculo das perdas ôhmicas no Ansys Maxwell 3D para enrolamentos modelados no modo *Stranded* baseia-se na resolução acoplada entre o campo eletromagnético e o circuito elétrico externo. Em cada passo de tempo da simulação transiente, o *solver* determina a corrente $I(t)$ que circula em cada enrolamento pela integração das equações de circuito, e em seguida distribui essa corrente uniformemente sobre o volume do cilindro que representa o enrolamento, obtendo uma densidade de corrente efetiva $\vec{J} = N_{\text{esp}} \cdot I(t)/A_{\text{cilindro}}$, onde N_{esp} é o número de espiras e A_{cilindro} é a área da seção transversal do volume modelado. A potência dissipada instantânea por efeito Joule é então obtida pela integral volumétrica da densidade de potência sobre todo o domínio do enrolamento [42]:

$$P_{ohm}(t) = \int_V \frac{|\vec{J}|^2}{\sigma_{Cu}} dV = \frac{N_{\text{esp}}^2 \cdot I^2(t)}{\sigma_{Cu} \cdot A_{\text{cilindro}}} \cdot L_{\text{médio}} = I^2(t) \cdot R_{\text{winding}} \quad (3.7)$$

onde σ_{Cu} é a condutividade do cobre, $L_{\text{médio}} = 2\pi R_{\text{médio}}$ é o comprimento médio de uma espira e R_{winding} é a resistência equivalente calculada internamente pelo *solver*.

3.3.2 Ansys - Icepak

O Ansys Icepak resolve simultaneamente os três mecanismos fundamentais de transferência de calor condução, convecção e radiação, de forma acoplada em cada iteração do *solver* CFD.

As análises de elementos finitos para problemas térmicos baseiam-se nas equações de Navier-Stokes em sua forma diferencial. O módulo *Icepak* do ANSYS disponibiliza análises em regime permanente e transitório, além de diferentes tipos de problemas, como

Temperature and Flow (Fluxo e temperatura), *Temperature Only* (Somente temperatura) e *Flow Only* (Somente fluxo).

As equações de Navier-Stokes em sua forma diferencial expressam a conservação de massa e de quantidade de movimento de um fluido. A equação da continuidade é dada por:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (\rho \vec{V}) = 0 \quad (3.8)$$

onde ρ [kg/m³] representa a densidade do fluido, t [s] é o tempo e $\vec{V}$ [m/s] é o vetor velocidade.

Já a equação da conservação de quantidade de movimento é expressa por:

$$\rho \left(\frac{\partial \vec{V}}{\partial t} + \vec{V} \cdot \vec{\nabla} \vec{V} \right) = -\vec{\nabla} p + \mu_{\text{din}} \vec{\nabla}^2 \vec{V} + \rho \vec{g} \quad (3.9)$$

em que p [Pa ou N/m², Pascal] é a pressão, μ_{din} [Pa · s ou kg/(m · s)] é a viscosidade dinâmica e $\vec{g}$ [m/s²] representa o vetor aceleração da gravidade. Essas expressões constituem a base matemática para a análise do escoamento de fluidos em problemas de transferência de calor por convecção, como os estudados no módulo térmico do ANSYS Icepak.

No presente trabalho, cujo objetivo é determinar e visualizar as variações térmicas e seus impactos nas perdas por efeito Joule e nas perdas magnéticas, foi empregado o modo *Steady State* e o tipo de problema *Temperature and Flow* no ANSYS Icepak, por ser uma ferramenta apropriada para a visualização do fluxo de calor e da distribuição de temperatura.

3.3.3 Acoplamento Bidirecional Eletromagnético-Térmico

A interdependência entre os campos eletromagnético e térmico manifesta-se principalmente através da dependência da resistividade elétrica do cobre com a temperatura [59]:

$$\rho_{\text{Cu}}(T) = \rho_{20} [1 + \alpha_{20}(T - 20)] \quad (3.10)$$

onde $\rho_{20} = 1,724 \times 10^{-8} \Omega \cdot \text{m}$ é a resistividade do cobre a 20°C , $\alpha_{20} = 3,93 \times 10^{-3} \text{ K}^{-1}$ é o coeficiente de temperatura e T é a temperatura local em $^\circ\text{C}$.

Consequentemente, as perdas ôhmicas em função da temperatura são:

$$P_{\text{Cu}}(T) = \frac{|\vec{J}|^2}{\sigma_{\text{Cu}}(T)} = |\vec{J}|^2 \cdot \rho_{20} [1 + \alpha_{20}(T - 20)] \quad (3.11)$$

Esta relação evidencia que um aumento de temperatura eleva a resistividade, incrementa as perdas por efeito Joule e, por retroalimentação, eleva ainda mais a temperatura, caracterizando um problema não linear acoplado que não pode ser resolvido de forma desacoplada sem introdução de erro sistemático.

De forma análoga, a permeabilidade magnética do núcleo de aço silício também depende da temperatura, sendo que acima da temperatura de Curie ($T_C \approx 750^\circ\text{C}$ para aços de transformador) o material perde suas propriedades ferromagnéticas [37]. Embora em condições normais de operação o núcleo não se aproxime de T_C , a variação de μ_r com a temperatura afeta a distribuição do fluxo e, consequentemente, as perdas no núcleo.

3.4 Definições de Modelagem e Simulação Eletromagnética

A modelagem por Análise de Elementos Finitos (FEA) de máquinas elétricas segue um fluxo de trabalho estruturado que se inicia com a definição das variáveis de entrada e saídas requeridas e em geral segue o fluxo genérico mostrado na Figura 3.3. Embora modelos bidimensionais (2D) ofereçam economia computacional quando as variações em um dos eixos são desprezíveis, a adoção de geometrias tridimensionais (3D) é indispensável para garantir a precisão analítica diante dos fluxos magnéticos e térmicos dispersos que são intrínsecos a transformadores secos.

Além disso, a modelagem depende da definição adequada dos materiais, da escolha do solucionador, da geração da malha, das excitações e das condições de fronteira. Em transformadores, essas etapas são fundamentais para representar corretamente os fenômenos eletromagnéticos e térmicos, especialmente quando há materiais não lineares e dependência das propriedades com a temperatura. Após a solução numérica, a interpretação física dos resultados é indispensável para converter os valores calculados em informações úteis para projeto e validação.

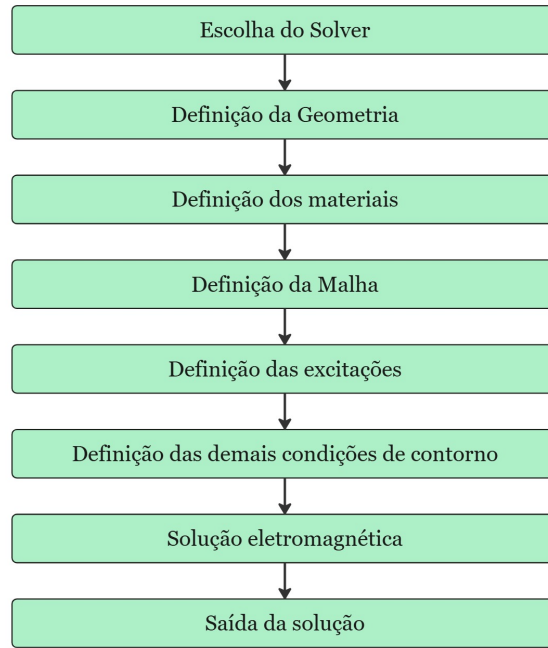


Figura 3.3: Fluxograma genérico para simulações magnéticas via MEF.

3.4.1 Transformador e Modelagem 3D

O objeto de estudo deste trabalho é um transformador trifásico de características elétricas conforme Tabela 3.1, as características geométricas estão disponíveis no apêndice A. Para caracterizar o equipamento, foram realizados ensaios iniciais com o objetivo de obter seus parâmetros operacionais, tais como a medição das resistências entre os bornes de conexão e a determinação da relação de tensão experimental.

Tabela 3.1: Dados do transformador estudado

Parâmetro	Símbolo	Valor	Unidade
Tensão primária	V_1	380	V
Tensão secundária	V_2	75	V
Frequência	f	50	Hz
Número de espiras do primário*	N_1	466	—
Número de espiras do secundário*	N_2	92	—

Nota(*): A placa do equipamento não disponibilizava o número de espiras, sendo assim esse valor foi calculado a partir dos dados de ensaio.

O transformador analisado foi representado por meio de um modelo digital, desenvolvido para reproduzir de forma fiel o comportamento eletromagnético e térmico do

equipamento real. O modelo virtual, que pode ser visto na Figura 3.4, foi construído a partir das principais características geométricas, elétricas e construtivas do transformador, permitindo a atualização dos parâmetros conforme dados experimentais ou operacionais, o que garante maior aderência entre o modelo numérico e o sistema físico.

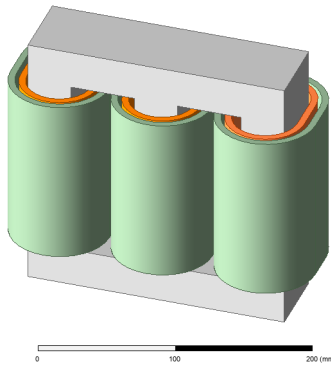


Figura 3.4: Vista da modelagem 3D
Fonte: Autor, adaptado de Ansys Eletronics Maxwell.

Enrolamentos e Número de Espiras

A placa de identificação do transformador estudado não fornece o número de espiras dos enrolamentos. Esse parâmetro é, contudo, essencial para a configuração do modelo de simulação, pois determina diretamente a densidade de corrente nos enrolamentos e, conseqüentemente, as perdas por efeito Joule calculadas pelo Maxwell 3D, sendo assim, foi necessário estimar este parâmetro construtivo. A determinação do número de espiras dos enrolamentos foi realizada a partir da combinação entre as resistências ôhmicas medidas experimentalmente e a relação de transformação nominal do equipamento, os cálculos e informações são apresentados no Apêndice A.

Deste modo adotou-se o par de espiras que melhor conciliou a relação de transformação nominal com a ordem de grandeza obtida a partir das medições de resistência, sendo eles 466 espiras para o primário e 92 espiras para o secundário, permitindo o uso desses dados na modelagem numérica e na configuração do enrolamento no ambiente de simulação.

3.4.2 Definição dos Materiais e Propriedades

Os materiais utilizados na composição do modelo foram selecionados a partir da biblioteca do software, sendo eles: *M43_26G* para o núcleo magnético, cobre eletrolítico para os enrolamentos e materiais isolantes para a separação entre espiras e camadas. A representação fiel das propriedades físicas dos materiais é condição essencial para a validade de simulações eletromagnéticas e térmicas acopladas. No presente modelo, foram definidos quatro materiais distribuídos entre os domínios eletromagnético, térmico e estrutural, cada qual com propriedades extraídas de bibliotecas normalizadas do AEDT ou calibradas experimentalmente.

As subseções a seguir detalham as propriedades de cada grupo de materiais relevante para a análise acoplada.

Materiais dos Enrolamentos

Os enrolamentos primário (alta tensão, HV) e secundário (baixa tensão, LV) foram modelados utilizando o material cobre, implementando uma diferenciação pelo Fator de Preenchimento (FF- *Fill Factor*) calibrado experimentalmente. As propriedades físicas consolidadas desses materiais são apresentadas no Apêndice B.

A calibração dos enrolamentos por meio do fator de preenchimento torna-se necessária porque, na configuração adotada, os enrolamentos são representados no modelo como regiões homogêneas, sem a discretização geométrica de cada espira individual e do isolamento entre elas. Nessa representação homogeneizada, o modelo assume implicitamente que a corrente elétrica se distribui uniformemente por todo o volume geométrico atribuído ao enrolamento. No entanto, apenas uma fração desse volume corresponde efetivamente ao cobre condutor, o restante é ocupado por isolamento, espaços de refrigeração e demais elementos construtivos.

Para uma mesma corrente circulante, a densidade de corrente no cobre real é maior do que a densidade média que resultaria da sua distribuição uniforme pelo volume geométrico do enrolamento. Assim, quando a simulação não é calibrada e atribui diretamente ao domínio total a condutividade do cobre, há uma tendência de subestimar a densidade de corrente efetiva e, por consequência, a perda ôhmica.

Importante ressaltar que a condutividade elétrica é uma propriedade intrínseca do material e por isso, não varia entre os enrolamentos e em ambos os casos, o cobre utilizado apresenta, para efeitos práticos, a mesma condutividade. O que distingue efetivamente

os dois enrolamentos são as suas características construtivas, como a bitola do condutor, o número de fios em paralelo e a disposição das espiras. Essas diferenças levam a fatores de preenchimento distintos e, conseqüentemente, a densidades de corrente reais diferentes para uma mesma corrente nominal.

Para reproduzir esse efeito sem recorrer à discretização geométrica completa da distribuição de cobre e isolamento, aplica-se ao volume homogeneizado uma condutividade efetiva caracterizada pela Equação 3.12, que constitui um artifício de modelação e calibração numérica destinada a compensar a diferença entre o volume geométrico modelado e o volume real de condutor, e não uma alteração da condutividade física do material.

$$\sigma_{\text{eff}} = FF \cdot \sigma_{Cu} \quad (3.12)$$

Dessa forma, espera-se que a perda ôhmica obtida para cada enrolamento, após a calibração do respectivo fator de preenchimento, seja equivalente, ou pelo menos próxima, ao valor correspondente à sua resistência elétrica medida, uma vez que a dissipação por efeito Joule é dada pelo produto da resistência elétrica do enrolamento pelo quadrado da corrente circulante.

Após a calibração, a condutividade efetiva do cobre aplicado aos enrolamentos primários é $\sigma_{\text{eff}_{HV}} = 47,5552e^6 \text{ S/m.}$, enquanto para o enrolamento secundário é de $\sigma_{\text{eff}_{LV}} = 31,0950e^6 \text{ S/m.}$

Além disso, ambos os materiais possuem condutividade elétrica dependente da temperatura, modelada pelo modificador térmico linear. A variação da condutividade elétrica do cobre com a temperatura, pode ser expressa pela equação 3.13:

$$\sigma_{Cu}(T) = \frac{\sigma_{20}}{1 + \alpha_{20}(T - 20)} \quad (3.13)$$

com coeficiente de temperatura $\alpha_{20} = 3,9e^{-3} \text{ K}^{-1}$. Esta dependência garante o acoplamento físico correto entre os domínios eletromagnético e térmico: à medida que o campo de temperatura calculado pelo Icepak é transferido ao Maxwell, as perdas ôhmicas são recalculadas com a condutividade atualizada para a temperatura local de cada elemento.

Material do Núcleo Ferromagnético

O núcleo ferromagnético do transformador foi modelado com aço silício de grão não orientado, material caracterizado por curva de magnetização não linear $B(H)$ e coeficientes de perdas de Steinmetz. O material escolhido empiricamente foi o *M43_26G*, pois o mesmo apresentou valores de perdas aproximadas ao resultado obtidos nos ensaios de campo. As propriedades gerais desse material são apresentadas na Tabela 3.2. Informações como curva de magnetização e coeficientes de perdas de Steinmetz estão disponíveis no Apêndice B.

Tabela 3.2: Propriedades gerais dos materiais de núcleo.

Propriedade	Símbolo	M43_26G	Unidade
Condutividade elétrica	σ	$2,500 \times 10^6$	S/m
Densidade	ρ	7700	kg/m ³
Coercividade magnética	H_c	0	A/m
Permeabilidade de recuo	μ_{rec}	1	—
Modificador	$\sigma(T)$	PWL dataset	—

3.4.3 Configuração da Simulação

A etapa eletromagnética foi implementada no ambiente ANSYS Maxwell, utilizando o *solver* transiente, o modo *2-way coupled* e com os modificadores termais ativados, de forma a permitir a atualização recíproca entre temperatura e perdas elétricas. Essa configuração é essencial para capturar o efeito da variação térmica sobre a resistividade dos condutores e, portanto, sobre a distribuição de perdas no transformador. A configuração da simulação seguiu algumas etapas essenciais para o funcionamento do método, que serão descritas na sequência deste trabalho.

Parâmetros do Solver Transiente

A configuração utilizada para o setup de simulação transiente para o campo geral foi um *time step* (passo de tempo) de 1ms e *stop time* (tempo de parada) de 120ms, tempo esse adotado para que seja possível extrair os dados após os ciclos transitórios. Para salvar os campos de resultados e análises foi escolhido um período de 90ms a 110ms com um passo de tempo de 2ms.

Visando otimizar o tempo de processamento e custo computacional, foi utilizado uma ferramenta presente na análise transiente, o *Fast Reach*, que otimiza a simulação

diretamente para o regime permanente configurado a partir da frequência de operação da fonte de tensão, neste caso 50 Hz, definindo o período exato de (20 ms) que ele deve monitorar para avaliar a estabilização, já que as simulações transientes de transformadores demoram muito tempo para sair da rampa inicial e estabilizar na senoide pura devido à indutância de magnetização.

Ressaltando que para viabilizar a análise acoplada é de extrema importância, ativar explicitamente a dependência térmica das propriedades dos materiais do núcleo e dos enrolamentos. Sem essa ativação, o solver eletromagnético trataria as propriedades dos materiais como constantes, o que invalidaria o mecanismo de retroalimentação térmica.

Malha

O Maxwell 3D gera a malha por meio do algoritmo adaptativo TAU (*True Adaptive Unstructured*) (Adaptativo verdadeiro Não estruturado), que produz elementos tetraédricos não estruturados e refina automaticamente as regiões de maior gradiente de campo entre passagens de solução sucessivas.

No modelo do transformador, a aproximação de superfícies curvas foi configurada com *SliderMeshSettings=7* e discretização linear de arcos em *Line_Discretization=1000* pontos. Esses parâmetros controlam a tolerância de desvio entre a superfície CAD e as faces triangulares da malha, garantindo a representação fiel dos cilindros dos enrolamentos sem facetamento perceptível.

Sendo assim a malha tende a ser mais refinada nas regiões em que o campo magnético apresenta maior variação, especialmente nas interfaces entre núcleo e enrolamentos, nos cantos e arestas do núcleo e nas zonas onde pode ocorrer saturação. Esse refinamento melhora a resolução da distribuição de fluxo magnético nas áreas mais críticas.

Como a profundidade de penetração no cobre a 50Hz é estimada em:

$$\delta_{Cu} = \sqrt{\frac{2}{\omega \mu_0 \sigma_{Cu}}} = \sqrt{\frac{2}{2\pi \times 50 \times 4\pi \times 10^{-7} \times 58 \times 10^6}} \approx 9,346 \text{ mm} \quad (3.14)$$

Sendo que $\delta_{Cu} \approx 9,35 \text{ mm}$ é maior que o diâmetro dos condutores (1,12 mm e

2,35 mm), o efeito pelicular é desprezável nos enrolamentos e o modo *Stranded* é fisicamente justificado, dispensando refinamento adicional para captura do gradiente de corrente no interior dos condutores.

Para o núcleo foi utilizado um refinamento de malha baseado no comprimento do elemento, restringindo o comprimento do elemento em 15mm e um adicionado um número máximo de iterações de 1000 como forma de controle operacional para parada.

A Tabela 3.3 consolida os parâmetros de geração de malha adotados para cada componente do modelo eletromagnético.

Tabela 3.3: Parâmetros de configuração da malha eletromagnética no Maxwell 3D.

Parâmetro	Enrolamentos	Núcleo
Algoritmo de geração	TAU adaptativo	TAU adaptativo
Tipo de elemento	Tetraédrico	Tetraédrico
SliderMeshSettings	7	—
Line_Discretization	1000	1000
Comprimento máx. de elemento	Adaptativo	15mm
Máx. iterações adaptativas	1000	1000
Critério de parada	$\varepsilon \leq 1\%$	$\varepsilon \leq 1\%$

A malha resultante, gerada após a convergência das passagens adaptativas, é apresentada nas Figuras 3.5 e 3.6, que mostram respectivamente a discretização do núcleo e dos enrolamentos. A Tabela 3.4 apresenta o número de elementos tetraédricos da malha final.

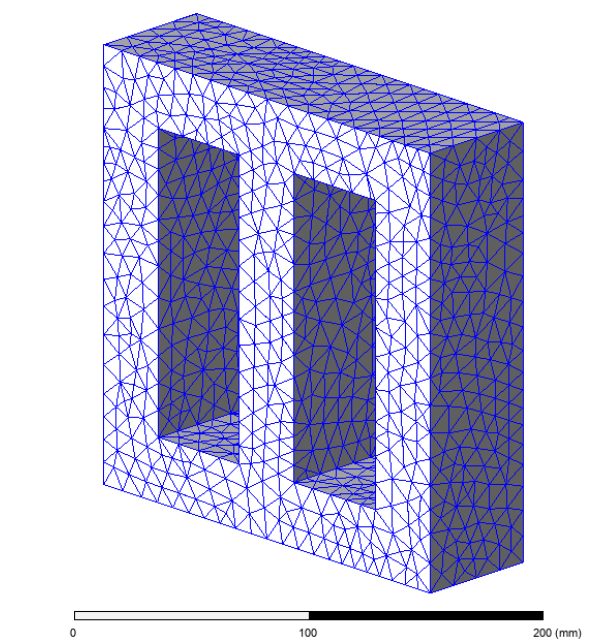


Figura 3.5: Malha tetraédrica gerada para o núcleo do transformador.

Fonte: Autor, adaptado Ansys Eletronics Maxwell.

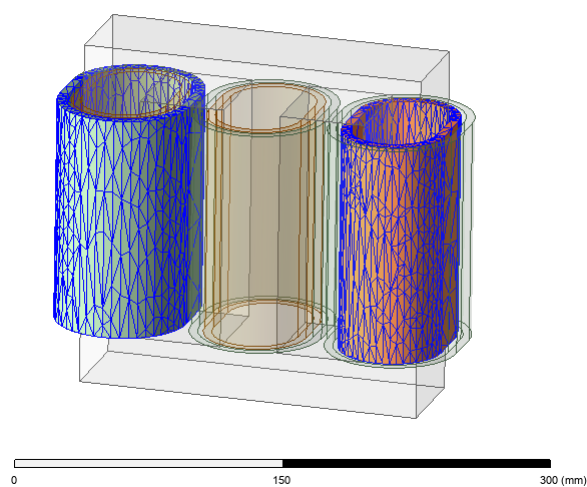


Figura 3.6: Malha tetraédrica gerada para os enrolamentos do transformador, sendo o enrolamento da esquerda o primário e o da direita o secundário.

Fonte: Autor, adaptado Ansys Eletronics Maxwell.

Tabela 3.4: Número de elementos da malha eletromagnética.

Componente	Número de elementos
Region	58056
Núcleo	12269
Enrolamento primário - Fase A	6141
Enrolamento primário - Fase B	6149
Enrolamento primário - Fase C	6157
Enrolamento secundário - Fase A	8639
Enrolamento secundário - Fase B	8642
Enrolamento secundário - Fase C	8665
Total	114718

Condição de Fronteira: Fronteira da Região de Ar

A superfície externa da caixa de ar (*air box*) recebe a condição de fronteira de fluxo tangencial zero (*balloon boundary* ou *zero tangential H-field*):

$$\hat{n} \times \vec{H} = 0 \quad \text{em } \partial\Omega_{\text{ext}} \quad (3.15)$$

Esta condição equivale a considerar que o campo magnético não penetra além dos limites do domínio computacional, sendo adequada quando a *air box* tem dimensões suficientemente maiores que o equipamento (recomenda-se no mínimo 1,5 vezes cada dimensão do transformador) [42].

Excitações dos Enrolamentos

A modelagem eletromagnética dos enrolamentos foi tratada de forma independente da geometria 3D construída, uma vez que a representação do comportamento elétrico do enrolamento, sentido da corrente, acoplamento com o circuito externo e cálculo das perdas, depende de definições adicionais que não atreladas diretamente da geometria CAD.

Os enrolamentos foram modelados no modo *Stranded*, no qual o Maxwell não resolve o campo eletromagnético no interior de cada fio individualmente, mas assume que a corrente se distribui uniformemente pela seção transversal do volume do enrolamento. Essa simplificação é adequada ao objetivo do modelo, pois evita a necessidade de discretizar geometricamente cada espira e o isolamento, no entanto exige a calibração da

condutividade efetiva discutida anteriormente.

Essa metodologia exige, no entanto, que se defina explicitamente a superfície pela qual a corrente atravessa cada bobina, já que o modelo não possui informação geométrica intrínseca sobre o sentido de circulação da corrente dentro de um volume homogeneizado. Por isso, foi definida uma seção transversal para cada bobina do enrolamento primário, conforme ilustrado na Figura 3.7. Essas seções desempenham uma dupla função: representam fisicamente a área de passagem de corrente da bobina correspondente e, simultaneamente, funcionam como representação dos terminais elétricos, estabelecendo o sentido da corrente e, conseqüentemente, o sentido do campo magnético produzido por cada bobina.

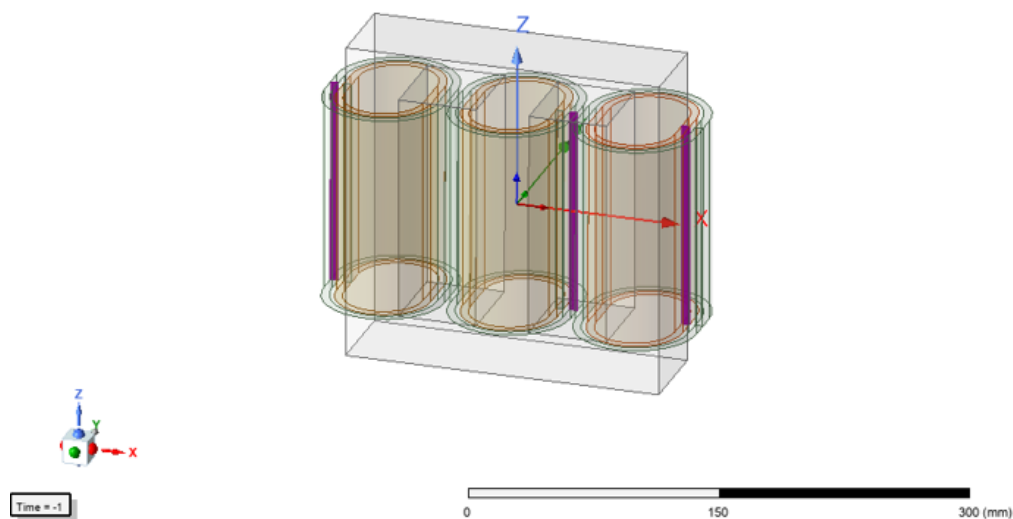


Figura 3.7: Definição da seção transversal das bobinas do enrolamento primário
Fonte: Autor, adaptado Ansys Eletronics Maxwell.

A definição da alimentação elétrica do modelo foi construída a partir dessas seções transversais, associando cada uma delas a um terminal de bobina (*coil terminal*) dentro da excitação do tipo enrolamento (*winding*). Essa associação individual entre bobina e terminal é o que permite reproduzir corretamente a defasagem de 120° entre fases característica da excitação trifásica, uma vez que cada terminal pode ser excitado de forma independente, com fase própria.

Optou-se por representar o primário com excitação do tipo *stranded*, alimentado

por uma fonte de tensão trifásica equilibrada definida por fase, enquanto o secundário foi representado por meio de um circuito externo acoplado no *Maxwell Circuit Editor*. Essa escolha reflete a própria condição de operação analisada, onde o primário impõe as condições de tensão da rede, enquanto o secundário responde a essas condições através da carga conectada, análogo ao que ocorre fisicamente no transformador em operação. As excitações de tensão de fase nos enrolamentos primários são definidas como:

$$v_A(t) = V_{\text{pico}} \cdot (1 - e^{-50 \cdot t}) \cdot \sin(\omega \cdot t) \quad (3.16)$$

$$v_B(t) = V_{\text{pico}} \cdot (1 - e^{-50 \cdot t}) \cdot \sin\left(\omega \cdot t - \frac{2\pi}{3}\right) \quad (3.17)$$

$$v_C(t) = V_{\text{pico}} \cdot (1 - e^{-50 \cdot t}) \cdot \sin\left(\omega \cdot t - \frac{4\pi}{3}\right) \quad (3.18)$$

onde $V_{\text{pico}} = \sqrt{2} \cdot V_{\text{FN}}$ é a tensão de pico e $\omega = 2\pi \times 50$ rad/s para a frequência de rede de 50 Hz.

A componente exponencial foi adotada para amortecer o transitório inicial de energização, atenuando os ciclos de *inrush current* que surgiriam de uma aplicação abrupta da tensão nominal e que não são o objeto de interesse do estudo em regime permanente.

O enrolamento secundário, por não receber excitação direta, foi conectado por um circuito externo representando a carga resistiva trifásica equivalente à condição de operação analisada. Os valores dos elementos desse circuito foram determinados a partir das grandezas nominais do ensaio, de modo a reproduzir a condição real de carregamento do transformador. A resistência de carga correspondente ao ensaio foi obtida a partir da tensão e corrente nominais medidas:

$$R_{\text{carga}} = \frac{V_2}{I_{2,\text{nom}}} = \frac{44,84}{11,26} \approx 3,982 \, \Omega \quad (3.19)$$

Da mesma forma, a resistência de carga nominal de projeto do transformador (operando a 100% da capacidade com tensões plenas de 380/75 V) pode ser calculada pela mesma equação, porém considerando $V_2 = 75 \, \text{V}$ como a tensão de linha do secundário e $I_{2,\text{nom}} = 20 \, \text{A}$ como a corrente nominal de fase, obtendo assim uma resistência de carga $3,75 \, \Omega$. Essa distinção entre a condição de ensaio e a condição nominal de projeto permite avaliar o comportamento do modelo na validação experimental e operação real.

3.5 Definições de Modelagem e Simulação Térmica

Por sua vez, a simulação térmica por Análise de Elementos Finitos (FEA) segue o fluxo sequencial da Figura 3.8, iniciando-se na seleção do solucionador (Transient ou Steady-state), conforme o regime de tempo avaliado. Definida a abordagem, a importação da geometria tridimensional (3D) torna-se indispensável para capturar os caminhos complexos de dissipação em transformadores secos. Sequencialmente, realiza-se a discretização do domínio na etapa de malha (Mesh), cujo refinamento equilibra o tempo de processamento e a precisão térmica.

Com o domínio discretizado, estabelece-se a geração interna de calor a partir das perdas eletromagnéticas previamente calculadas. A condução desse calor é regida pela condutividade térmica dos materiais, exigindo rigor na parametrização anisotrópica dos enrolamentos. Por fim, a obtenção da solução térmica depende da inserção dos coeficientes de convecção e da emissividade das superfícies, cabendo ao pesquisador interpretar os gradientes e saídas de dados finais para validar o desempenho do equipamento.

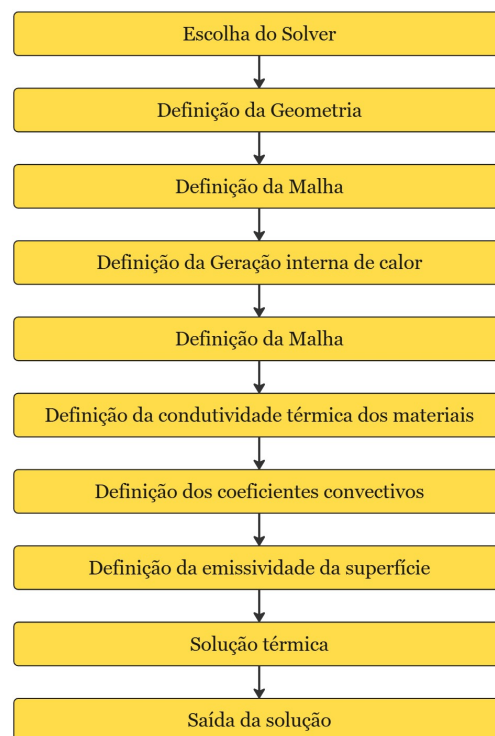


Figura 3.8: Fluxograma genérico para simulações térmicas via MEF.

3.5.1 Definição dos Materiais e Propriedades

O modelo 3D utilizado para compor as simulações térmicas é o mesmo que foi desenvolvido para as análises magnéticas, compartilhando assim as mesmas dimensões, materiais e suas propriedades eletromagnéticas. Contudo, para a análise térmica é necessário verificar se os materiais possuem as propriedades térmicas corretamente configuradas na biblioteca do ANSYS Icepak, conforme dados apresentados no Apêndice B. Essa verificação é especialmente relevante para o núcleo ferromagnético, cujo comportamento térmico não pode ser representado por uma condutividade escalar simples em razão de sua natureza anisotrópica.

Em materiais anisotrópicos, a condutividade térmica não pode ser representada por um único valor escalar, uma vez que a capacidade de condução de calor depende da direção considerada. Nesses casos, a condutividade térmica deve ser tratada como um tensor de segunda ordem, com componentes distintas ao longo dos eixos principais do material. Essa abordagem é particularmente importante em núcleos laminados de transformadores, nos quais a orientação das lâminas impõe diferentes caminhos de condução térmica nas direções paralela e perpendicular ao empilhamento.

Para representar esse comportamento em modelos numéricos, a condutividade térmica deve ser definida de forma anisotrópica, atribuindo-se valores diferentes para cada direção principal. Assim, em vez de utilizar uma única condutividade k , o material passa a ser descrito por componentes configurados em relação a coordenadas, onde k_x , k_y e k_z representam as condutividades térmicas nas direções cartesianas principais. Para o núcleo laminado, é comum que as condutividades no plano das lâminas sejam superiores à condutividade na direção normal ao empilhamento, refletindo a menor facilidade de transferência de calor entre as chapas.

No contexto desta tese, a adoção de propriedades anisotrópicas é essencial para reproduzir com maior fidelidade o gradiente térmico observado no núcleo do transformador. Como as placas laminadas estão dispostas no plano xy , a direção z corresponde ao sentido perpendicular às lâminas, no qual a condução térmica tende a ser mais restrita. Essa característica favorece o surgimento de regiões com maior acúmulo de calor no interior da estrutura, especialmente nas proximidades dos enrolamentos, onde as perdas são mais intensas.

Dessa forma, o uso de condutividade térmica anisotrópica contribui para uma representação mais realista da distribuição de temperatura no equipamento, permitindo

capturar de maneira adequada os efeitos da orientação das chapas, da presença do carretel e da resistência térmica do pacote laminado. Em consequência, a identificação de pontos quentes e a avaliação do desempenho térmico do transformador tornam-se mais consistentes com o comportamento físico esperado.

Enrolamentos

As condutividades térmicas dos enrolamentos foram obtidas através do modelo desenvolvido no Apêndice B. Como o enrolamento é um elemento heterogêneo com o material principal sendo o cobre e revestido por um material isolante, é necessário obter uma condutividade térmica média. Normalmente, o condutor elétrico também é um bom condutor de calor, enquanto o isolante elétrico não é um bom condutor de calor, por exemplo, a condutividade do cobre é 1500 vezes maior que a condutividade da resina epóxi, portanto, é possível considerar o condutor elétrico como um condutor de calor perfeito.

Material do Fluido: Ar

O ar que envolve o transformador atua como fluido refrigerante por convecção natural e como meio participativo na transferência de calor por radiação. As propriedades do ar foram obtidas da biblioteca SysLibrary do AEDT e são apresentadas no Apêndice B.

Material de Superfície: Emissividade

Para o modelo de radiação por ordenadas discretas (DO), as superfícies externas do transformador recebem o material de superfície *Steel-oxidised-surface*, com emissividade sendo $\varepsilon = 0,8$.

Este valor é representativo de superfícies metálicas oxidadas ou com acabamento pintado [38, 59] e foi extraído diretamente do campo *surface_ emissivity* (emissividade da superfície).

3.5.2 Configuração da Simulação

A análise térmica foi configurada em regime permanente (*Steady State*), com tipo de problema *Temperature and Flow*, incluindo gravidade e modelo de radiação por *Discrete*

Ordinates (DO), (ordenadas discretas) [60]. A temperatura ambiente foi fixada em 20°C como condição de fronteira nas paredes externas do domínio de ar.

O modelo DO foi configurado com $N_{\Theta} = N_{\Phi} = 3$ divisões angulares e pixels de superfície de 3×3 , resultando em 36 direções discretas de propagação da intensidade radiativa. A emissividade das superfícies externas do transformador foi definida como $\varepsilon = 0,8$, representativa de superfícies metálicas oxidadas. Os critérios de convergência e os fatores de sub-relaxação adotados são apresentados na Tabela 3.5.

Tabela 3.5: Parâmetros do *setup* de análise térmica — Icepak.

Parâmetro	Valor	Descrição
Tipo de análise	<i>Steady State</i>	Regime permanente
Tipo de problema	<i>Temp. and Flow</i>	Térmico + escoamento
T_{amb}	20°C	Condição de fronteira
Modelo de radiação	<i>Disc. Ordinates</i>	DO com 36 direções
Máx. iterações	100	Limite interno CFD
Conv. escoamento	10^{-3}	Resíduo de continuidade
Conv. energia	10^{-7}	Resíduo da eq. de energia
Sub-relaxação pressão	0,3	Algoritmo SIMPLE
Sub-relaxação momento	0,7	Algoritmo SIMPLE
Sub-relaxação temperatura	1,0	Sem amortecimento

Com as perdas eletromagnéticas determinadas, a etapa seguinte consistiu na configuração da simulação térmica no ANSYS Icepak. Nessa fase, as perdas obtidas no Maxwell foram importadas e definidas como fontes internas de geração de calor nas regiões correspondentes do núcleo e dos enrolamentos.

Os materiais utilizados no domínio térmico tiveram suas propriedades atualizadas, incluindo condutividade térmica, densidade, calor específico e coeficiente de expansão térmica. Essa atualização é importante porque o campo de temperatura depende diretamente da resposta térmica dos materiais presentes no sistema.

A formulação térmica considerou simultaneamente os mecanismos de condução, convecção natural e radiação. Para representar o ambiente de operação do transformador, foi definido um domínio de ar ao redor do modelo geométrico, permitindo a simulação do escoamento natural do fluido e da dissipação de calor para o meio externo. Para isso o domínio de ar ao redor do transformador foi tratado como uma fronteira aberta à pressão ambiente, permitindo a livre entrada e saída de fluxo através de suas superfícies externas. Essa condição é essencial para reproduzir o efeito chaminé da convecção natural, no qual o

ar aquecido pelas perdas do transformador ascende e é substituído por ar frio proveniente das regiões inferiores do domínio.

Condições Iniciais, Fronteiras e Acoplamento

O modelo térmico foi configurado com as seguintes condições iniciais e de fronteira, modelo de convecção e fontes de calor associadas ao acoplamento eletromagnético-térmico:

- **Condições iniciais e de fronteira:** temperatura ambiente de $T_{\text{amb}} = 20\text{ °C}$ fixada nas paredes externas do domínio; velocidade do ar nula (condição de não deslizamento) nas superfícies sólidas; e temperatura inicial uniforme de 20 °C em todo o domínio, adotada em razão da natureza transiente do problema de convecção natural;
- **Modelo de convecção:** a convecção natural do ar foi modelada pelas equações de Navier-Stokes, com o termo de fluatibilidade tratado pela aproximação de Boussinesq, sem consideração de ventilação forçada;
- **Fontes de calor (acoplamento):** as perdas calculadas no modelo eletromagnético, perdas ôhmicas nos enrolamentos e perdas no núcleo, foram importadas iterativamente do Ansys Maxwell para o Ansys Icepak a cada passo de acoplamento, atuando como termos de geração de calor volumétrica distribuídos nas respectivas regiões do domínio.

Malha e Solução Térmica

Após a definição do domínio térmico, condições iniciais, fronteiras e acoplamento, foi realizada a geração da malha no Icepak. A ferramenta produz automaticamente uma malha compatível com a geometria e com os critérios de precisão da análise. Em regiões com gradientes térmicos mais intensos, como entre os enrolamentos e nas proximidades do núcleo, o refinamento da malha é particularmente importante para capturar com maior fidelidade os pontos quentes.

O Icepak utiliza o gerador *Mesher-HD* (*Hexahedral Dominant*), que produz malhas por uma abordagem de corte cartesiano (*Cartesian cut-cell*): uma grade regular é gerada sobre todo o domínio e as células cortadas pelas superfícies dos sólidos são subdivididas e ajustadas às interfaces geométricas [43].

A partir das configurações adotadas a malha gerada para o ambiente de análise

térmica pode ser visualizada na Figura 3.9. A malha final contou com aproximadamente 184163 elementos.

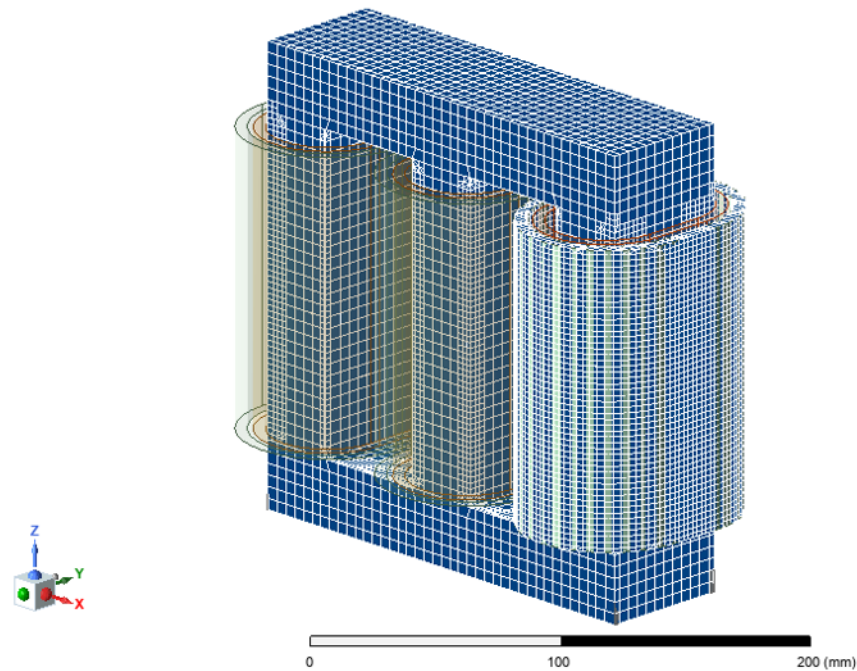


Figura 3.9: Malha gerada pelo Mesher-HD no Icepak.

Fonte: Autor, adaptado Ansys Electronics Icepak.

3.6 Definições de Modelagem e Simulação Acoplada

A etapa de simulação acoplada representa a integração entre os domínios eletromagnético e térmico modelados nas Seções 3.4 e 3.5. Como discutido na Subseção 3.3.3, a resistividade do cobre cresce com a temperatura, para a faixa operacional do presente transformador, a elevação térmica atinge um gradiente máximo de $85\text{ }^{\circ}\text{C}$ em relação à temperatura de referência de $20\text{ }^{\circ}\text{C}$, estabelecendo o pico de operação em relação ao seu limite térmico de $105\text{ }^{\circ}\text{C}$, de modo que uma análise desacoplada subestimaria sistematicamente as perdas ôhmicas e a temperatura de regime. O acoplamento bidirecional corrige essa limitação ao iterar as duas soluções até convergência.

Esta seção documenta a configuração do algoritmo de acoplamento, os parâmetros numéricos adotados e o critério de convergência utilizado para encerrar as iterações entre os módulos Maxwell 3D e Icepak.

3.6.1 Configuração Algoritmo de Acoplamento Bidirecional

A análise térmica acoplada foi realizada mediante o acoplamento bidirecional (*two-way coupling*) entre o Maxwell 3D e o Icepak. Uma vez concluídas as soluções magnética e térmica iniciais, ocorre então o acoplamento, que segue um esquema iterativo de ponto fixo (método de *Gauss-Seidel* entre *solvers*) [61]:

1. **Inicialização:** distribuição de temperatura uniforme $T^{(0)} = T_{\text{amb}}$;
2. **Iteração k :**
 - (a) O Maxwell 3D resolve o problema eletromagnético com as propriedades de material avaliadas em $T^{(k-1)}$, obtendo a distribuição de perdas;
 - (b) As perdas são mapeadas para a malha do Icepak como fontes de calor;
 - (c) O Icepak resolve o problema térmico-fluídico e obtém $T^{(k)}$;
 - (d) O campo de temperatura $T^{(k)}$ é mapeado de volta para a malha do Maxwell, atualizando as propriedades dos materiais;
3. **Critério de convergência:** o processo iterativo é encerrado quando:

$$\Delta T_{\text{max}}^{(k)} = \max_{\Omega} |T^{(k)} - T^{(k-1)}| \leq \varepsilon_T \quad (3.20)$$

ou quando o número máximo de iterações k_{max} é atingido.

No presente trabalho, adotou-se $\varepsilon_T = 1$ °C como critério de parada por variação de temperatura, e k_{max} iterações de acoplamento como limite superior de segurança. O algoritmo de acoplamento bidirecional é parametrizado por dois valores principais: o número máximo de iterações de acoplamento entre os *solvers* e o número máximo de iterações internas do solver térmico por ciclo de acoplamento.

Os parâmetros efetivos configurados no arquivo de simulação foram: *NumCouplingIters* $k_{\text{max}} = 8$ iterações de acoplamento e *IcepakIterationsPerCoupling* = 20 iterações CFD por acoplamento, com o parâmetro *ContinueIcepakIterations* = *true*, ou seja a cada iteração de acoplamento, o Icepak executa internamente até 20 iterações do *solver*, garantindo convergência da solução térmica antes da troca de informações com o Maxwell. Sendo assim a cada iteração de acoplamento, as perdas médias calculadas pelo Maxwell no regime permanente são mapeadas para a malha do Icepak como fontes de calor volumétricas.

3.6.2 Síntese do Fluxo de Simulação

De forma resumida, o pipeline de simulação adotado neste trabalho pode ser descrito nas seguintes etapas:

1. definição da geometria e das condições de operação do transformador;
2. atribuição das propriedades eletromagnéticas e térmicas dos materiais;
3. execução da análise eletromagnética transiente no Maxwell;
4. extração das perdas no núcleo e nos enrolamentos;
5. transferência das perdas como fontes de calor para o Icepak;
6. solução da distribuição térmica em regime permanente;
7. atualização das propriedades dos materiais em função da temperatura;
8. repetição do acoplamento até a convergência;
9. avaliação final dos mapas de temperatura e identificação de *hotspots*.

Essa abordagem integrada permite representar com maior fidelidade o comportamento físico do transformador, especialmente em regiões críticas onde os efeitos térmicos e eletromagnéticos são fortemente interdependentes. Dessa forma, a metodologia proposta fornece uma base consistente para a validação numérica e experimental do equipamento em estudo.

Capítulo 4

Simulações e Resultados

A Tabela 4.1 resume os principais parâmetros de configuração adotados na simulação acoplada, consolidando as escolhas descritas ao longo deste capítulo.

Tabela 4.1: Síntese dos parâmetros de configuração da simulação.

Parâmetro	Valor	Unidade	Módulo
Tipo de análise EM	Transiente	–	Maxwell 3D
Frequência	50	Hz	Maxwell 3D
Tempo total de simulação	120	ms	Maxwell 3D
Passo de tempo	1	ms	Maxwell 3D
Janela de regime permanente	90 – 110	ms	Maxwell 3D
Tipo de enrolamento	Stranded	–	Maxwell 3D
Fill Factor — primário	0,820	–	Maxwell 3D
Fill Factor — secundário	0,536	–	Maxwell 3D
Critério malha EM	$\epsilon < 1$	%	Maxwell 3D
Tipo de análise térmica	Steady State	–	Icepak
Temperatura ambiente	20	°C	Icepak
Iterações CFD por acoplamento	20	–	Icepak
Iterações de acoplamento	8	–	AEDT
Critério ΔT máx.	1	°C	AEDT

A metodologia aqui descrita segue as melhores práticas da literatura para simulação de transformadores por elementos finitos [2, 8, 19] e assegura a consistência física do modelo acoplado, desde a representação geométrica fiel do equipamento até a calibração das propriedades dos materiais por ensaios experimentais normalizados.

4.1 Simulação Magnética - Maxwell

4.1.1 Configuração Final Adotada

A simulação eletromagnética foi executada no modo Transiente, com duração total de 120 ms e passo de tempo de 1 ms, correspondendo a 6 ciclos completos da rede elétrica a 50 Hz. O regime permanente foi considerado estabelecido a partir de 75 ms, quando a variação de perdas ôhmicas entre amostras consecutivas tornou-se inferior a 0,22%.

4.1.2 Tensões e Correntes em Regime Permanente

As formas de onda de tensão e corrente obtidas na simulação confirmam a operação equilibrada do transformador trifásico em regime permanente. As tensões de fase no primário apresentam defasagem de 120 graus entre si, conforme imposto pelas excitações configuradas. A corrente no primário medida no ensaio de curto-circuito foi de $I_1 = 2,3 \text{ A}$, enquanto a corrente correspondente no secundário foi $I_2 = 11,26 \text{ A}$, respeitando a relação:

$$\frac{I_2}{I_1} = \frac{N_1}{N_2} = a = 5,263 \cdot I_2 = 5,263 \cdot 2,3 \approx 12,1 \text{ A} \quad (4.1)$$

A pequena diferença entre o valor calculado pela relação de transformação (12,1 A) e o medido (11,26 A) deve-se às perdas na impedância de dispersão do transformador real, que provocam queda de tensão interna durante o ensaio de curto-circuito [40].

As Figuras 4.1 e 4.2 apresentam as tensões nos enrolamentos primários e secundários, lembrando que como no Maxwell é utilizado a tensão máxima, os valores apresentados nos gráficos para essas variáveis são multiplicados por $\sqrt{2}$.

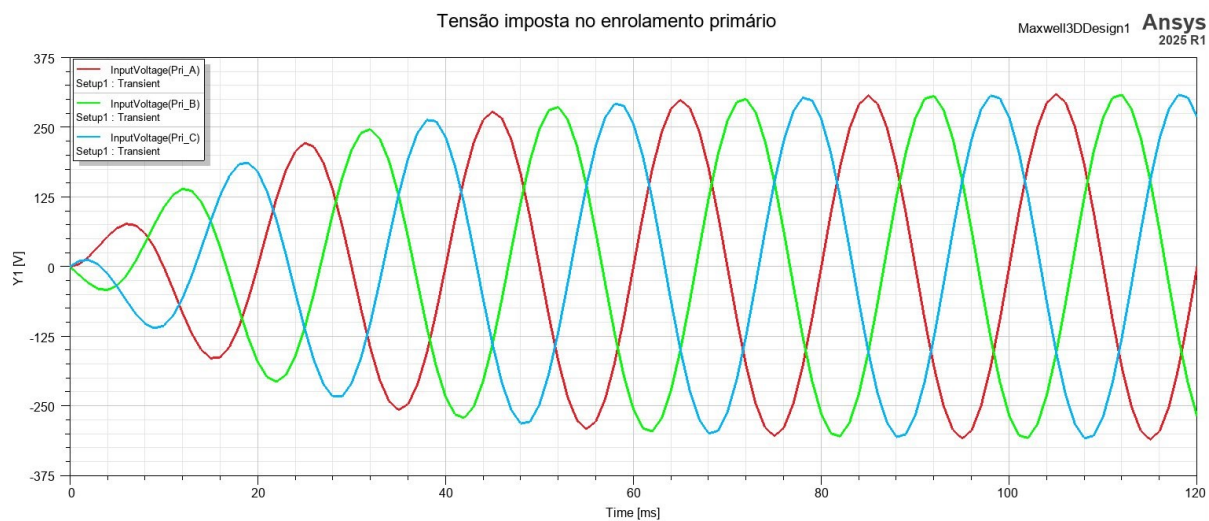


Figura 4.1: Tensão imposta no enrolamento primário pelas fontes configuradas.
 Fonte: Autor, adaptado Ansys Eletronics Maxwell.

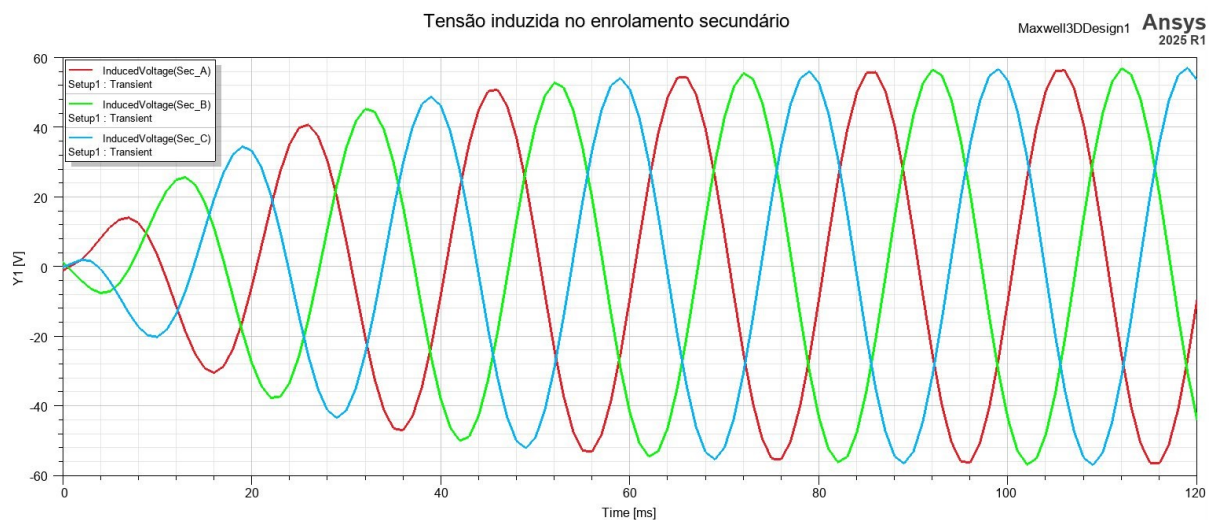


Figura 4.2: Tensão induzida no enrolamento secundário pelo circuito eletromagnético.
 Fonte: Autor, adaptado Ansys Eletronics Maxwell.

4.1.3 Distribuição do Campo Magnético

A distribuição espacial da densidade de fluxo magnético $\vec{B}$ no núcleo ferromagnético foi obtida por meio dos *Field Overlays* configurados no Maxwell 3D, no instante $t = 100$ ms. Embora esse instante não corresponda ao pico de tensão de nenhuma das três fases, ele coincide com a passagem por zero da tensão da Fase A, associada à coluna esquerda do núcleo. Isso ocorre porque, em regime permanente senoidal, o fluxo magnético varia de forma defasada em relação à tensão aplicada, de modo que seu valor máximo acontece justamente no momento em que a tensão cruza o zero, sendo assim, o instante $t = 100$ ms caracteriza o pico de fluxo magnético na Fase A. A Figura 4.3 apresenta o mapa de magnitude $|\vec{B}|$ e a Figura 4.4 representa a distribuição vetorial de $\vec{B}$ no instante de pico de fluxo magnético da Fase A, evidenciando:

- Concentrações localizadas de maior densidade nas regiões de canto e nas junções entre colunas culatras, fenômeno característico da redistribuição de linhas de campo nessas regiões geométricas, onde a mudança abrupta de direção do fluxo tende a concentrar as linhas de campo em uma área efetiva menor;
- Uma assimetria na intensidade do fluxo entre as duas colunas visualizadas, sendo possível observar valores mais elevados na coluna à esquerda em relação à coluna central/direita. Essa assimetria é condizente com a construção de núcleo trifásico de três colunas, no qual há acoplamento magnético entre fases adjacentes através da culatras, de modo que o fluxo instantâneo em cada perna do núcleo também sofre da contribuição das fases vizinhas;
- Por meio da representação vetorial, confirma-se que as linhas de fluxo permanecem confinadas ao volume do núcleo, seguindo trajetórias fechadas ao redor das janelas dos enrolamentos, sem dispersão significativa para o domínio de ar, o que indica adequada continuidade magnética do circuito.

A densidade de fluxo magnético máxima obtida nas simulações eletromagnéticas foi de 1,335 T, sendo localizada na culatra entre a coluna da esquerda e a coluna central. Ao confrontar este resultado com a curva de magnetização $B - H$ do material laminado utilizado, verifica-se que o ponto de operação do transformador se situa na região linear do aço silício, imediatamente abaixo do joelho de saturação magnética (estipulado entre 1,4 T e 1,5 T). Essa condição valida o dimensionamento do modelo numérico, assegurando que o núcleo opere com alta permeabilidade magnética, correntes de excitação controladas e níveis de perdas no ferro condizentes com o regime nominal do equipamento.

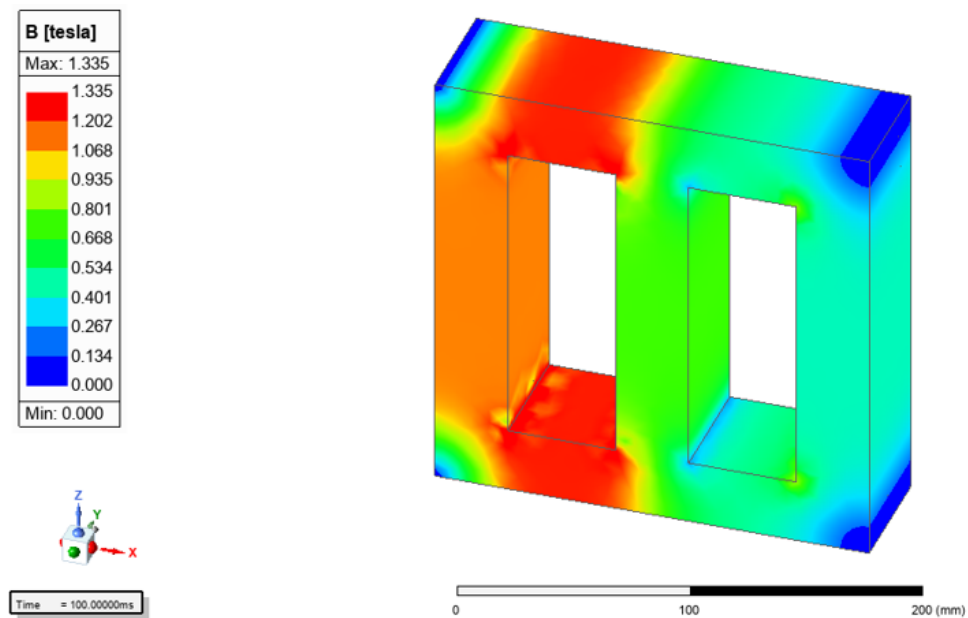


Figura 4.3: Distribuição da densidade de fluxo magnético (B) no núcleo ferromagnético sob condições nominais de operação.

Fonte: Autor, adaptado Ansys Eletronics Maxwell.

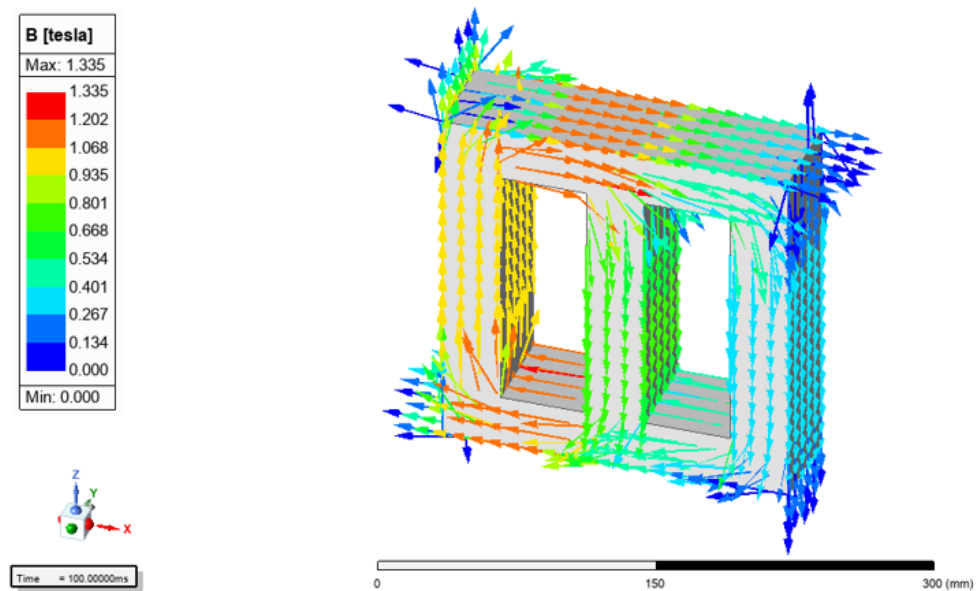


Figura 4.4: Distribuição vetorial da densidade de fluxo magnético (B) no núcleo ferromagnético sob condições nominais de operação.

Fonte: Autor, adaptado Ansys Eletronics Maxwell.

4.1.4 Perdas Ôhmicas por Enrolamento

As perdas ôhmicas foram calculadas pelo Maxwell 3D a partir da integral volumétrica da densidade de potência dissipada em cada enrolamento, conforme a Equação 3.7. O valor instantâneo de $P_{\text{ohm}}(t)$ oscila ao longo do ciclo da rede elétrica acompanhando $I^2(t)$, de modo que a grandeza relevante para a análise térmica é a média temporal no regime permanente, calculada sobre um número inteiro de períodos da frequência fundamental.

No presente trabalho, essa média é computada sobre o intervalo de 90 a 110 ms da simulação, no qual é possível notar através da Figura 4.2 que a simulação está em regime permanente. É esse valor médio que é transferido ao Icepak como fonte de calor volumétrica a cada iteração do acoplamento bidirecional, garantindo que a análise térmica receba a carga térmica representativa da operação contínua do transformador [40, 61].

No regime permanente em questão, as perdas médias por enrolamento são apresentadas na Tabela 4.2. Observa-se um leve desequilíbrio entre as fases (inferior a 8%), atribuído às diferenças de posição relativa dos enrolamentos nas colunas do núcleo trifásico, a coluna central (fase B) apresenta caminho de fluxo distinto das colunas laterais (fases A e C), o que influencia levemente a distribuição de corrente e, conseqüentemente, as perdas.

Tabela 4.2: Perdas ôhmicas médias por enrolamento, em regime permanente (90–110 ms).

Enrolamento	Fase A [W]	Fase B [W]	Fase C [W]
Primário	10,341	10,684	11,107
Secundário	13,597	13,880	13,562
Subtotal primário		32,132 W	
Subtotal secundário		41,039 W	
Total (<i>StrandedLoss</i>)		73,171 W	

Conforme esperado fisicamente, as perdas no enrolamento secundário (41,039 W) são superiores às do primário (32,132 W). Este resultado é consistente com a maior corrente no secundário ($I_2 = 11,259 A$ contra $I_1 = 2,3 A$), embora a resistência por fase do secundário ($R_2 = 0,104 \Omega$) seja muito inferior à equivalente do primário ($R_1 = 1,948 \Omega$). A potência dissipada em cada enrolamento é dada por:

$$P_{\text{pri}} = 3R_1 I_1^2 = 3 \cdot 1,948 \cdot (2,3)^2 = 30,9147 \text{ W} \quad (\text{experimental}) \quad (4.2)$$

$$P_{\text{sec}} = 3R_2 I_2^2 = 3 \cdot 0,104 \cdot (11,259)^2 = 39,551 \text{ W} \quad (\text{experimental}) \quad (4.3)$$

4.1.5 Perdas no Núcleo

As perdas no núcleo ferromagnético foram calculadas pelo modelo de Steinmetz modificado, decompondo-se em perdas por histerese, correntes parasitas e perdas em excesso. O valor total calculado pelo Maxwell foi comparado com a medição do ensaio a vazio do transformador real.

A Figura 4.5 apresenta a evolução temporal das perdas no núcleo ao longo da simulação, e a Tabela 4.3 apresenta as componentes calculadas com a média no período de 90 ms a 110 ms.

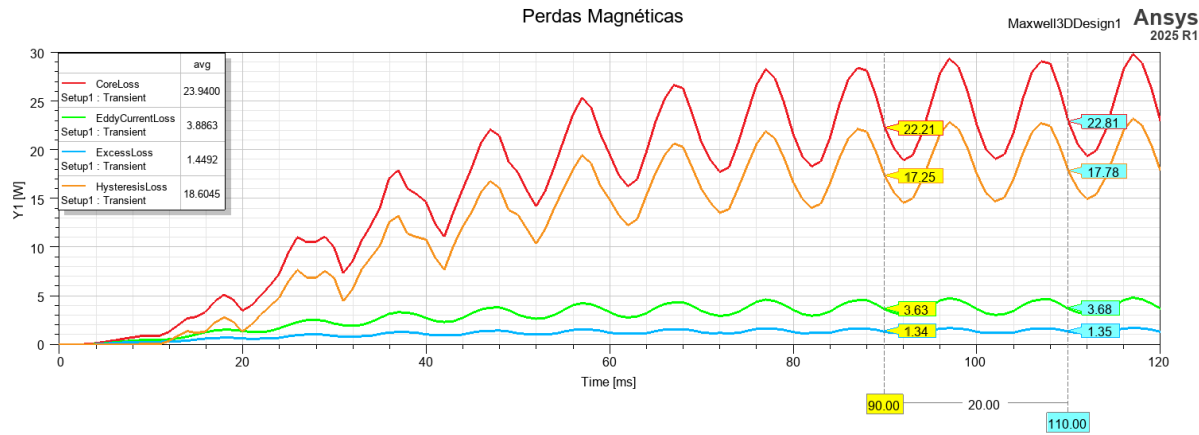


Figura 4.5: Evolução temporal das perdas no núcleo (*Core Loss*) obtidas na simulação Maxwell 3D.

Fonte: Autor, adaptado Ansys Electronics Maxwell.

Tabela 4.3: Componentes das perdas no núcleo - regime permanente.

Componente	Expressão	Valor [W]
Histerese	$P_h = K_h \cdot f \cdot B_{\max}^n$	18,6045
Correntes parasitas	$P_e = K_e \cdot f^2 \cdot B_{\max}^2$	3,886
Excesso	$P_{ex} = K_{ex} \cdot f^{1,5} \cdot B_{\max}^{1,5}$	1,449
Total simulado	$P_{\text{Fe,sim}}$	23,94

4.2 Simulação Eletromagnética e Térmica Acoplada

4.2.1 Distribuição de Temperatura

As Figuras 4.6, 4.7 e 4.8 apresentam os mapas de temperaturas obtido pelo Icepak na última iteração de acoplamento, em regime permanente, respectivamente para o núcleo e os enrolamentos. Os resultados revelam a distribuição espacial do campo térmico em todos os componentes do transformador.

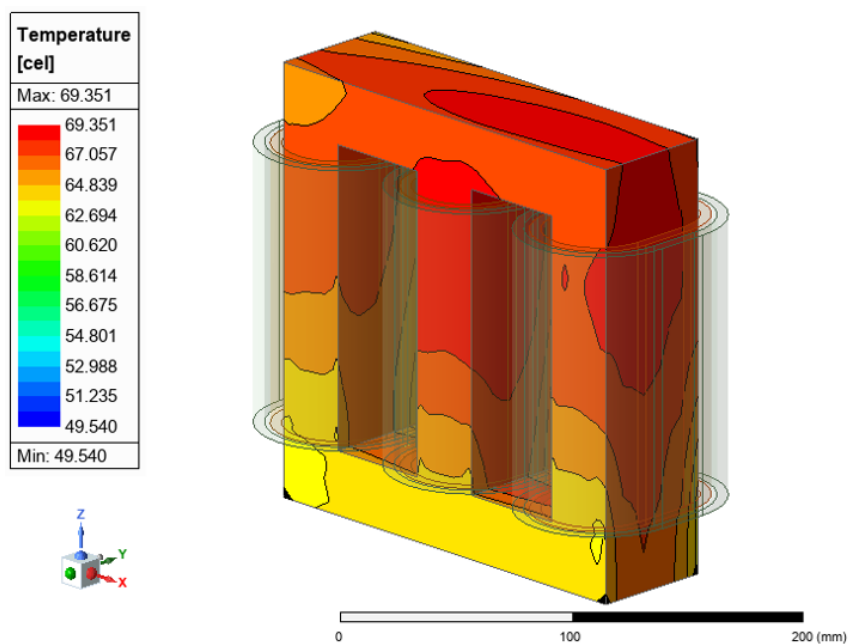


Figura 4.6: Mapa de temperatura para o núcleo do transformador.

Fonte: Autor, adaptado Ansys Electronics Icepak.

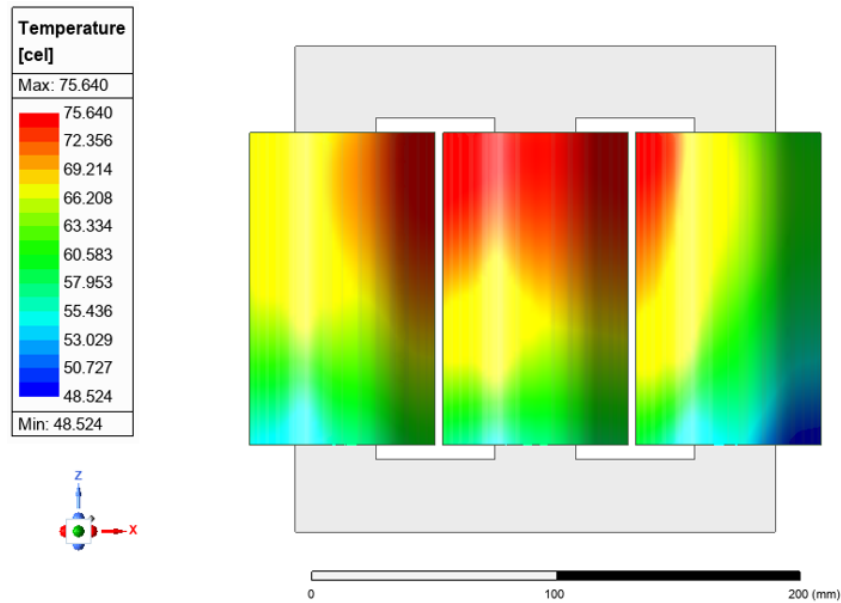


Figura 4.7: Mapa de temperatura para os enrolamentos primários.
Fonte: Autor, adaptado Ansys Electronics Icepak.

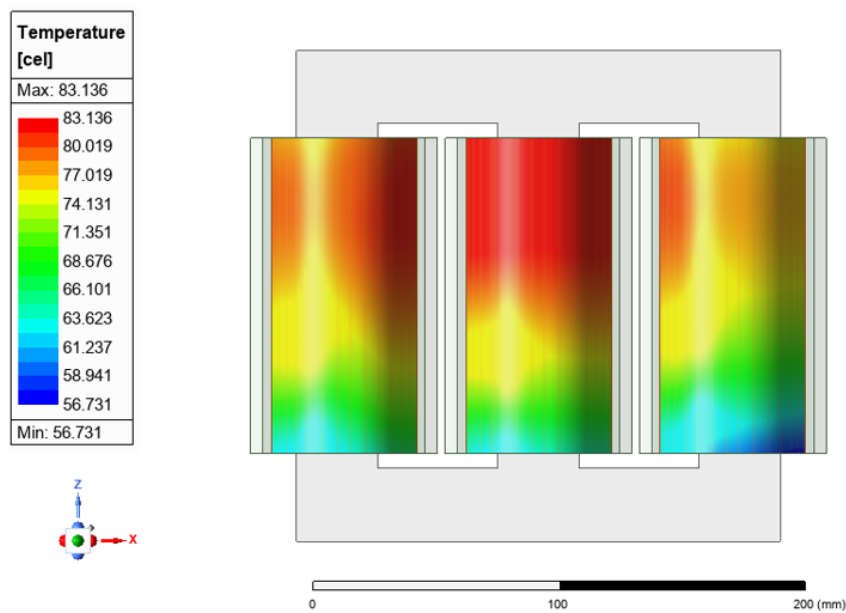


Figura 4.8: Mapa de temperatura para os enrolamentos secundários.
Fonte: Autor, adaptado Ansys Electronics Icepak.

Os principais resultados térmicos são sistematizados na Tabela 4.4.

Tabela 4.4: Resultados térmicos da simulação acoplada — regime permanente.

Grandeza	Símbolo	Valor [°C]
Temperatura máxima (enrolamento)	$T_{\max}$	83,136
Temperatura máxima (Núcleo)	$T_{\max}$	69,351
Temperatura mínima	$T_{\min}$	48,524
Temperatura ambiente	T_{amb}	20
Elevação máxima de temperatura	$\Delta T_{\max}$	63,136

Observa-se que na Figuras 4.6, 4.7 e 4.8 que os maiores valores de temperatura concentram-se nos enrolamentos e nas regiões adjacentes, o que é esperado, uma vez que essas áreas concentram as principais fontes de geração de calor associadas às perdas ôhmicas. A partir da distribuição espacial obtida, também é possível notar a presença de um gradiente térmico bem definido no interior do núcleo laminado.

Esse comportamento está diretamente associado ao caráter anisotrópico da condutividade térmica do conjunto magnético. Como as lâminas do núcleo estão dispostas em uma direção preferencial, a transferência de calor não ocorre de maneira uniforme em todos os eixos. Particularmente, a condução térmica na direção perpendicular ao empilhamento das chapas tende a ser mais limitada, favorecendo o acúmulo de calor em regiões internas da estrutura. Assim, o efeito anisotrópico contribui para a formação de pontos quentes localizados, especialmente nas proximidades do enrolamento secundário e das superfícies mais internas do núcleo.

A análise sugere ainda que, se a condutividade térmica fosse isotrópica e superior na direção normal às lâminas, o calor se dispersaria mais facilmente para as áreas externas, atenuando e reduzindo a magnitude dos picos de temperatura observados. Nesse sentido, a consideração da anisotropia térmica no modelo numérico mostra-se essencial para representar com fidelidade o comportamento físico do transformador e para evitar a subestimação da temperatura máxima.

Além disso, a distribuição térmica obtida apresenta simetria compatível com as condições de fronteira adotadas no modelo, o que reforça a consistência da solução numérica. Dessa forma, os resultados evidenciam que a anisotropia térmica do núcleo exerce influência relevante sobre o perfil de temperatura, sendo um fator determinante para a identificação e a localização dos hotspots no equipamento.

A elevação de temperatura acima do ambiente ($\Delta T_{\max} = 63,136$ °C) é significativa

e deve ser avaliada frente aos limites normativos de temperatura para os materiais de isolamento utilizados. Pela perspectiva construtiva do transformador estudado, os materiais de isolamento presentes são papel kraf e verniz, isso mostra que possivelmente o equipamento em questão está classificado entre as classes A, E ou B. A norma IEC 60085:2007 [32] estabelece os limites de temperatura máxima para equipamentos elétricos, em função dos materiais de isolamento. Com o resultado da simulação térmica, é possível observar que o equipamento está dentro dos limites térmicos estabelecidos pela norma, conforme Tabela 4.5, já que a região de maior temperatura registrou a temperatura máxima de ($T_{\max} = 83,136\text{ }^{\circ}\text{C}$).

Tabela 4.5: Validação térmica do modelo frente aos critérios de elevação da IEC 60085:2007.

Classe Térmica	Limite Térmico ($^{\circ}\text{C}$)	Status de Conformidade
105 (A)	105	Dentro do Limite
120 (E)	120	Dentro do Limite
130 (B)	130	Dentro do Limite
135 (F)	135	Dentro do Limite

Fonte: Adaptado de IEC 60085:2007.

Como observado, a hipótese de aplicação de materiais de Classe A está coerente para o projeto galvânico atual, visto que o ponto mais quente no equipamento foi de ($83,136\text{ }^{\circ}\text{C}$) simulados, se encaixando dentro dos limites impostos para a classe com menor limite térmico - 105 (A). No entanto, vale salientar que as especificações exatas dos materiais isolantes não foram fornecidas pelo fabricante. Sendo assim, não é possível determinar com exatidão a classe à qual o protótipo físico pertence, de modo que esta análise atua estritamente como um ponto de verificação normativa e de atenção em relação ao dimensionamento térmico e aspectos construtivos do equipamento.

4.2.2 Convergência do Acoplamento

A convergência do acoplamento bidirecional foi avaliada pelo critério de variação máxima de temperatura entre iterações consecutivas, conforme a Equação (3.20). A Tabela 4.6 apresenta a evolução da temperatura em um ponto de monitoramento térmico configurado na simulação, ao longo das iterações de acoplamento, iterações essas que iniciaram a partir dos 90 ms simulados.

Tabela 4.6: Evolução da temperatura máxima por iteração de acoplamento.

Iteração k	Nº de Iterações	$T_{\max}^{(k)}$ [°C]	$\Delta T_{\max}^{(k)}$ [°C]	Status
1	1	89,31	—	Inicialização
2	101	73,32	15,99	Em progresso
3	121	77,50	4,18	Em progresso
4	141	75,20	2,30	Em progresso
5	161	79,18	3,98	Em progresso
6	181	81,37	2,19	Em progresso
7	201	82,61	1,24	Em progresso
8	221	83,13	$\leq 1,0$	Convergado

Observa-se que a convergência do acoplamento não segue um padrão monotonicamente decrescente: nas iterações 3 e 5, a temperatura máxima aumenta ligeiramente em relação à iteração anterior, antes de retomar a tendência de redução. Esse comportamento é característico do método aplicado entre dois *solvers* independentes, no qual a atualização sequencial das propriedades dos materiais pode introduzir oscilações antes da estabilização final. Isso reforça a importância de não interromper o processo de forma prematura com base em uma única iteração de redução de temperatura.

4.2.3 Identificação dos Pontos de Temperatura Máxima

A Figura 4.9 apresenta a localização de pontos de temperatura de referência na modelagem 3D.

Com T_2 e T_3 sendo respectivamente pontos de temperatura nos enrolamentos secundário e primário e T_1 , T_4 e T_5 pontos de temperatura no núcleo.

Com a finalidade de validação e comparação, foi simulado uma análise térmica sem acoplamento bidirecional, ou seja, uma simulação térmica de interação única. A tabela 4.7, aponta a comparação dos resultados térmicos entre a simulação térmica e simulação eletromagnética-térmica acoplada bidirecional.

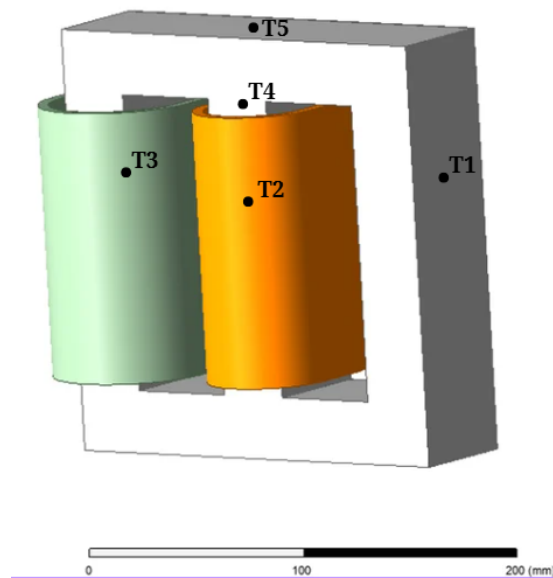


Figura 4.9: Representação dos pontos de temperatura.
Fonte: Autor, adaptado Ansys Eletronics Maxwell.

Tabela 4.7: Resultado de temperatura do modelo térmico do transformador.

Ponto	Temperatura MEF [°C]	Temperatura MEF Acoplada[°C]	Diferença %
T_1	63,83	70,75	9,78
T_2	72,90	83,14	12,31
T_3	65,28	72,36	9,78
T_4	61,99	68,39	9,36
T_5	62,75	69,53	9,75

Os resultados evidenciam que a simulação de iteração única subestima sistematicamente a temperatura em todos os pontos avaliados, com desvios que variam de 9,36% (T_4) a 12,31% (T_2), e média de 11,37% entre os dois métodos. O ponto de maior discrepância, T_2 , corresponde ao enrolamento secundário, região de maior densidade de perdas ôhmicas, onde a diferença absoluta de temperatura atinge 10,24 °C.

Com o acoplamento bidirecional, o campo de temperatura calculado pelo Icepak é retornado ao Maxwell a cada iteração, atualizando a condutividade elétrica. Sendo assim o acoplamento bidirecional captura o efeito de retroalimentação entre o campo de temperatura e as propriedades elétricas dos materiais. À medida que a temperatura dos

enrolamentos se eleva, a resistividade do cobre aumenta segundo a relação linear [59]:

$$\rho_{Cu}(T) = \rho_{20} [1 + \alpha_{20}(T - 20)] \quad (4.4)$$

com $\rho_{20} = 1,724 \times 10^{-8} \Omega \cdot m$ e $\alpha_{20} = 3,93 \times 10^{-3} K^{-1}$. Para a temperatura máxima observada de $T_{max} = 83,136 \text{ } ^\circ\text{C}$, o fator de aumento da resistividade em relação à temperatura de referência é:

$$\frac{\rho(83,136)}{\rho_{20}} = 1 + 3,93 \times 10^{-3} \times (83,136 - 20) = 1 + 0,248 \approx 1,248 \quad (4.5)$$

Isso indica que, para a temperatura máxima de $83,14 \text{ } ^\circ\text{C}$ obtida no ponto T_2 com o modelo acoplado, o aumento de resistividade em relação à referência é de aproximadamente 24,8%, contra 20,8% estimado pela simulação de iteração única, uma diferença de 4 pontos percentuais que se propaga diretamente para as perdas ôhmicas e, por consequência, para o campo de temperatura. Dessa forma, a análise desacoplada introduz um erro em cascata, ao subestimar a temperatura, subestima também as perdas, o que por sua vez subestima ainda mais a temperatura calculada, efeito que o laço iterativo do acoplamento bidirecional corrige progressivamente até a convergência. Este efeito justifica plenamente a necessidade do acoplamento bidirecional, uma análise desacoplada subestimaria as perdas e, consequentemente, a temperatura de operação do transformador.

Capítulo 5

Ensaio e Validações Experimentais

A caracterização experimental do transformador trifásico estudado constitui etapa fundamental para a calibração e validação do modelo computacional desenvolvido neste trabalho. Para isso, foram realizados dois ensaios em bancadas, sendo eles o ensaio a vazio e o ensaio de curto-circuito. Os ensaios foram realizados com o transformador à temperatura ambiente de aproximadamente 20 °C, no laboratório de máquinas elétricas do instituto.

O ensaio a vazio fornece os parâmetros associados ao núcleo magnético, como perdas no ferro, corrente de magnetização e reatância de magnetização, enquanto o ensaio de curto-circuito fornece as perdas ôhmicas e os parâmetros da impedância série do circuito equivalente, incluindo a resistência equivalente total e a reatância de dispersão.

5.1 Ensaio a Vazio

No ensaio a vazio, o enrolamento primário é alimentado com tensão nominal, mantendo-se o secundário em circuito aberto. Nessas condições, a corrente absorvida é predominantemente a corrente de magnetização, e a potência medida é associada, em primeira aproximação, às perdas no núcleo [25, 26].

Os valores médios obtidos experimentalmente estão apresentados na Tabela 5.1.

Como a potência medida em vazio é predominantemente associada às perdas no núcleo, tem-se $P_{fe} \approx P_0$. A partir dos dados da Tabela 5.1, foram obtidos os parâmetros da ramificação de magnetização (memória de cálculo no Apêndice C):

Tabela 5.1: Resultados experimentais do ensaio a vazio.

Grandeza	Símbolo	Valor	Unidade
Tensão de alimentação (fase-neutro)	V_{FN}	219,5	V
Tensão de alimentação (fase-fase)	V_{FF}	380	V
Corrente de excitação	I_0	0,07	A
Potência ativa	P_0	22,28	W
Potência aparente	S_0	38,02	VA
Potência reativa	Q_0	29,76	var
Fator de potência	$\cos(\varphi_0)$	0,586	—

$$R_c \approx 6481,14 \, \Omega, \quad X_m \approx 4852,15 \, \Omega. \quad (5.1)$$

5.2 Ensaio de Curto Circuito

No ensaio de curto-circuito, um dos enrolamentos é curto-circuitado e aplica-se ao outro uma tensão reduzida até que a corrente nominal seja atingida. Como a tensão aplicada é baixa, as perdas no núcleo tornam-se desprezíveis, de modo que a potência medida corresponde predominantemente às perdas nos enrolamentos [40, 44].

Os valores experimentais obtidos estão na Tabela 5.2.

Tabela 5.2: Resultados experimentais do ensaio de curto-circuito.

Grandeza	Símbolo	Valor	Unidade
Tensão de ensaio	V_{cc}	10,9	V
Corrente de curto-circuito	I_{ccp}	2,3	A
Potência ativa	P_{cc}	70,78	W
Potência aparente	S_{cc}	71,82	VA
Potência reativa	Q_{cc}	12,18	var
Fator de potência	$\cos(\varphi_{cc})$	0,986	—

A partir desses dados, foram determinados a impedância, resistência e reatância equivalentes por fase do transformador (memória de cálculo no Apêndice C):

$$|Z_{eq}| \approx 4,739 \, \Omega, \quad R_{eq} \approx 4,460 \, \Omega, \quad X_{eq} \approx 1,60 \, \Omega. \quad (5.2)$$

Adicionalmente, por meio de medições em corrente contínua nos terminais dos enrolamentos, foi possível decompor R_{eq} em suas parcelas individuais [25, 26], obtendo-se

aproximadamente 1,948 Ω por fase para o enrolamento primário e 0,104 Ω por fase para o enrolamento secundário.

5.3 Parâmetros do Circuito Equivalente

A partir dos ensaios realizados, os principais parâmetros do circuito equivalente por fase foram estimados e organizados na Tabela 5.3.

Tabela 5.3: Parâmetros equivalentes obtidos experimentalmente.

Parâmetro	Valor [Ω]
Resistência do núcleo R_c	6481,149
Reatância de magnetização X_m	4852,1505
Resistência equivalente R_{eq}	4,460
Reatância equivalente X_{eq}	1,602

Os resultados obtidos demonstram boa consistência entre as grandezas medidas e os parâmetros calculados, fornecendo uma base experimental robusta para a validação do modelo eletromagnético e para o acoplamento com a análise térmica.

5.4 Metodologia de Validação Experimental

A validação do modelo computacional eletromagnético foi realizada pela comparação entre os resultados de simulação e os dados experimentais obtidos nos ensaios de curto-circuito e a vazio, executados conforme os procedimentos da norma NBR IEC 60076-1 [44]. O indicador de qualidade adotado é o erro relativo percentual:

$$e_{\text{rel}} = \frac{|X_{\text{sim}} - X_{\text{exp}}|}{X_{\text{exp}}} \times 100\% \quad (5.3)$$

onde X_{sim} é o valor simulado e X_{exp} é o valor medido experimentalmente. Erros inferiores a 10% são considerados aceitáveis para modelos de transformadores por elementos finitos na literatura especializada.

É importante salientar que os resultados térmicos discutidos nesta seção constituem estipulações estritamente numéricas, obtidas por meio das simulações bidirecionais acopladas no ambiente ANSYS Icepak. Devido a limitações operacionais e temporais para a montagem de uma instrumentação experimental dedicada, que requer o posicionamento

preciso de sensores de temperatura (como termopares ou sensores de fibra ótica) no interior e na superfície dos enrolamentos, a validação em bancada deste perfil térmico não foi realizada nesta etapa. Por conseguinte, a consolidação da metodologia proposta através do confronto direto entre os gradientes de temperatura simulados e os ensaios de elevação térmica em campo foi estabelecida como o objetivo primário para trabalhos futuros, servindo o presente modelo numérico como uma sólida ferramenta preditiva de projeto.

5.5 Comparação das Perdas Ôhmicas

A separação experimental das perdas ôhmicas entre primário e secundário foi realizada a partir dos dados do ensaio de curto-circuito, conforme descrito no Capítulo 5. A tabela 5.4 apresenta a comparação entre os valores simulados e experimentais.

Tabela 5.4: Comparação entre perdas ôhmicas simuladas e experimentais.

Grandeza	Simulado [W]	Experimental [W]	Erro [%]
Perdas primário (total 3 fases)	32,132	30,915	3,94
Perdas secundário (total 3 fases)	41,039	39,551	3,76
Total <i>StrandedLoss</i>	73,171	70,466*	3,84
Total P_{CC} medido	73,171	70,78	3,38

* Valor calculado a partir de R_1 e R_2 medidos (excluindo perdas de contato e espalhamento).

A análise dos resultados revela dois níveis de comparação. Quando as perdas simuladas são comparadas com o total calculado a partir das resistências medidas nos bornes ($P_{\text{calc}} = 3(R_1 I_1^2 + R_2 I_2^2) = 70,466 \text{ W}$), o erro relativo total é de 3,84%, com desvios individuais de 3,94% no primário e 3,76% no secundário. Em relação à potência ativa medida diretamente no ensaio de curto-circuito ($P_{CC} = 70,78 \text{ W}$), o erro reduz-se a 3,38%.

O modelo apresenta leve superestimação das perdas em relação aos dois valores de referência experimental. Esse comportamento é atribuído principalmente ao procedimento de calibração do fator de preenchimento: ao ajustar FF de modo que R_{winding} reproduza a resistência medida nos bornes do transformador, incorpora-se ao modelo a resistência de contato dos terminais [41], que na prática não contribui para a geração de calor volumétrico nos enrolamentos. Como consequência, a condutividade efetiva adotada no Maxwell resulta em perdas calculadas marginalmente superiores às perdas reais dos enrolamentos. Contribui ainda para esse desvio a incerteza inerente à medição de resistências de baixo valor por instrumentação convencional, tipicamente da ordem de 1 a 2%

na faixa de miliohms [44].

Ainda assim, o erro máximo observado de 3,94% situa-se dentro do intervalo de 5% indicando concordância satisfatória quando comparado a resultados reportados na literatura para validação experimental de modelos eletromagnéticos [62], validando a abordagem adotada como representativa do comportamento ôhmico real do equipamento em estudo.

5.6 Comparação das Perdas no Núcleo

As perdas no núcleo obtidas na simulação foram comparadas com a medição do ensaio a vazio, que forneceu $P_{\text{Fe,exp}} = 22,28 \text{ W}$ para o transformador operando em tensão e frequência nominais. A Tabela 5.5 apresenta esta comparação.

Tabela 5.5: Comparação entre perdas no núcleo simuladas e experimentais.

Grandeza	Simulado [W]	Experimental [W]	Erro [%]
Perdas no ferro (P_{Fe})	23,94	22,28	6,93

5.7 Síntese da Validação Experimental

A Tabela 5.6 consolida todos os indicadores de validação do modelo computacional.

Tabela 5.6: Síntese dos indicadores de validação do modelo.

Grandeza	Simulado	Experimental	Erro [%]
$P_{\text{ohm total}}$ [W]	73,171	70,78	3,38
P_{Fe} [W]	23,94	22,28	6,93
T_{max} [°C]	83,136	—	—
P_{total} [W]	96,729	93,06	3,94

O modelo apresenta concordância satisfatória com os dados experimentais para as perdas ôhmicas totais (erro de 3,38% em relação à referência calculada) e perdas no núcleo com erro de 6,93% em relação a referência.

Os resultados obtidos pelo modelo estão de acordo com as medidas experimentais. Os desvios remanescentes apresentados pelo modelo podem estar relacionados a alguma incerteza nos dados dos materiais ativos e dimensões do transformador físico, por exemplo,

número de espiras de cada enrolamento, especificações do material ferromagnético usado no núcleo, já que a previsão das perdas no ferro é muito difícil devido à complexidade dos fenômenos envolvidos, como exemplo o Efeito pelicular e de proximidade, que não são modelados no modo *Stranded*, que assume distribuição uniforme de corrente no condutor, onde para frequências maiores ou condutores com $d_{\text{fio}} > \delta$, estes efeitos podem contribuir com 5-15% das perdas totais [63] e as resistência de contato, onde as conexões entre enrolamentos, bornes e circuito externo introduzem resistências adicionais não incluídas no modelo geométrico.

Capítulo 6

Conclusão

Este trabalho apresentou o desenvolvimento e a validação de uma metodologia de análise eletromagnética-térmica acoplada aplicada a um transformador trifásico de 1500 VA, 380 V/75 V e 50 Hz. A proposta partiu da caracterização experimental do equipamento, passou pela construção do modelo numérico em elementos finitos e culminou na integração entre as perdas eletromagnéticas calculadas no Maxwell e a distribuição térmica estimada no Icepak. Dessa forma, buscou-se representar de maneira mais fiel a interação entre perdas, aquecimento e propriedades dos materiais durante a operação do transformador.

Os ensaios a vazio e de curto-circuito permitiram determinar parâmetros fundamentais do circuito equivalente e forneceram referências experimentais para a validação do modelo eletromagnético. A comparação entre simulação e medição indicou boa concordância para as principais grandezas avaliadas. As perdas no núcleo apresentaram desvio reduzido em relação ao ensaio a vazio, enquanto as perdas ôhmicas totais obtidas numericamente permaneceram próximas dos valores calculados a partir das resistências medidas e da potência ativa do ensaio de curto-circuito. Esses resultados demonstram que o modelo representa adequadamente o comportamento eletromagnético global do transformador nas condições analisadas.

A análise térmica acoplada evidenciou a importância de transferir as perdas calculadas no domínio eletromagnético como fontes de calor para o domínio térmico. Os mapas de temperatura obtidos permitiram identificar as regiões de maior solicitação térmica, especialmente nos enrolamentos, e avaliar a distribuição espacial do aquecimento em regime permanente. A comparação com a simulação térmica sem acoplamento bidirecional

mostrou que a consideração da interação entre temperatura, resistência elétrica e perdas altera os níveis térmicos previstos, reforçando a relevância da abordagem multifísica para estudos de projeto e diagnóstico.

Também foi possível verificar que as temperaturas máximas estimadas permanecem compatíveis com os limites associados às classes de isolamento discutidas ao longo do trabalho. Assim, para as condições nominais simuladas, o transformador analisado apresenta operação térmica aceitável. Esse resultado é relevante porque relaciona diretamente os campos eletromagnéticos, as perdas e a elevação de temperatura, permitindo avaliar a segurança operacional do equipamento de forma integrada.

Como limitação principal, destaca-se que a validação experimental direta do perfil térmico não foi realizada nesta etapa. Embora o modelo eletromagnético tenha sido confrontado com dados de bancada, a confirmação dos gradientes de temperatura exigiria instrumentação específica, como termopares ou sensores de fibra ótica posicionados em pontos estratégicos dos enrolamentos e do núcleo. Além disso, efeitos como perdas adicionais por proximidade, perdas em conexões e resistências de contato foram tratados de forma limitada, o que explica parte das diferenças observadas entre valores simulados e experimentais.

Conclui-se, portanto, que a metodologia desenvolvida é adequada para a análise integrada de transformadores trifásicos de baixa potência, contribuindo para a redução da dependência de protótipos físicos e para a melhoria da compreensão dos fenômenos acoplados que governam o desempenho do equipamento.

Como perspectiva futura, a metodologia poderá ser expandida para incorporar modelos mais refinados dos fenômenos convectivos, coeficientes térmicos obtidos experimentalmente e representações transientes mais detalhadas. Também se pode considerar, em etapas posteriores, a integração com dados experimentais em tempo real e a eventual estruturação de um gêmeo digital (*Digital Twin*), que amplia as possibilidades de análise para além das etapas convencionais de dimensionamento e projeto [64, 65]. No escopo desta pesquisa, essa contraparte virtual corresponderia ao transformador analisado, podendo ser aprimorada pela incorporação de coeficientes térmicos obtidos experimentalmente e por modelos transientes mais refinados para os fenômenos convectivos.

Dessa forma, o modelo aqui desenvolvido pode servir como base para estudos mais avançados de monitoramento, diagnóstico e previsão de desempenho de transformadores e demais máquinas elétricas. Essa perspectiva é particularmente relevante para aplicações

industriais e sistemas de energia críticos, nos quais as rotinas convencionais de manutenção podem enfrentar restrições geográficas, operacionais ou econômicas de implementação [66, 67].

Como trabalhos futuros, recomenda-se a realização de ensaios de elevação de temperatura com instrumentação dedicada, o refinamento da representação geométrica das conexões e dos enrolamentos, a inclusão de efeitos pelicular e de proximidade e a ampliação da análise para diferentes condições de carregamento.

Bibliografia

- [1] Reginald E. Stevens. *Electrical Machines and Power Electronics*. Van Nostrand Reinhold, New York, 1983.
- [2] Oszkár Bíró, David A. Lowther, Piergiorgio Alotto, and Erich Schmidt. Finite element analysis of electrical machines and transformers: State of the art and future trends. *COMPEL - The international journal for computation and mathematics in electrical and electronic engineering*, 30(6):1899–1913, 11 2011.
- [3] Dave Staton, Aldo Boglietti, and Andrea Cavagnino. Solving the more difficult aspects of electric motor thermal analysis. *IEEE International Electric Machines and Drives Conference, 2003. IEMDC'03.*, 2:747–755 vol.2, 2003.
- [4] C. E. V. Pontes, S. F. Costa, M. C. Costa, H. O. Henriques, J. C. O. Aires, and M. Z. Fortes. Thermodynamic models and three-dimensional analysis for determination of load limits transformers. *IEEE Latin America Transactions*, 11(5):1225–1231, 2013.
- [5] Aldo Boglietti, Andrea Cavagnino, David Staton, Martin Shanel, Markus Mueller, and Carlos Mejuto. Evolution and modern approaches for thermal analysis of electrical machines. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 56(3):871–882, 2009.
- [6] P. H. Mellor, D. Roberts, and D. R. Turner. Lumped parameter thermal model for electrical machines of tefc design. *IEE Proceedings B (Electric Power Applications)*, 138(5):205–218, 1991.
- [7] Gustavo de Oliveira Machado and Ricardo Tirone Fidelis. Optimized design and finite element analysis of a four-phase 8/6 switched reluctance motor. *Research, Society and Development*, 11(2):e23411225681, 2022.
- [8] Luiz Fernando Soares Souza. Modelagem e análise eletromagnética e térmica de um transformador de distribuição a seco utilizando o método dos elementos finitos. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, 2021.

- [9] Marina A. Tsili, Eleftherios I. Amoiralis, Antonios G. Kladas, and Athanassios T. Souflaris. Power transformer thermal analysis by using an advanced coupled 3d heat transfer and fluid flow fem model. *International Journal of Thermal Sciences*, 53:188–201, 2012.
- [10] Robert Sitar, Ivan Sulc, and Zarko Janic. Prediction of local temperature rise in power transformer tank by fem. *Procedia Engineering*, 202:231–239, 2017.
- [11] Henrique Oliveira Henriques, Carlos Eduardo Vizeu, Paulo Cesar Souza, Mauricio Caldora Costa, Guilherme Gonçalves Sotelo, Jonaylton Moura Sousa, Marcio Zamboti Fortes, and Vitor Hugo Ferreira. Coupled electromagnetic-thermal simulation of a power transformer by 3D FEM. *Acta Polytechnica*, 60(5):400–409, 2020.
- [12] Paola A. Córdoba, Enzo Dari, and Nicolás Silin. A 3d numerical model of an onan distribution transformer. *Applied Thermal Engineering*, 148:897–906, 2019.
- [13] Gustavo Ríos Rodriguez, Luciano Garelli, Mario Storti, Daniel Granata, Mauro Amadei, and Marcelo Rossetti. Numerical and experimental thermo-fluid dynamic analysis of a power transformer working in onan mode. *Applied Thermal Engineering*, 112:1271–1280, 2017.
- [14] F. Torriano, H. Campelo, M. Quintela, P. Labbé, and P. Picher. Numerical and experimental thermofluid investigation of different disc-type power transformer winding arrangements. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 69:62–72, 2018.
- [15] Nelu-Cristian Chereches, Monica Chereches, Livia Miron, and Sebastian Hudisteanu. Numerical study of cooling solutions inside a power transformer. *Energy Procedia*, 112:314–321, 2017.
- [16] Livio Šušnjić, Zijad Haznadar, and Zvonimir Valković. 3d finite-element determination of stray losses in power transformer. *Electric Power Systems Research*, 78:1814–1818, 2008.
- [17] Ashfaq Ahmad, Dr Javed, Waseem Nazar, and M. Mukhtar. Short circuit stress analysis using fem in power transformer on h-v winding displaced vertically & horizontally. *Alexandria Engineering Journal*, 57, 11 2016.
- [18] Hyun-Mo Ahn, Yeon-Ho Oh, Joong-Kyoung Kim, Jae-Sung Song, and Sung-Chin

- Hahn. Experimental verification and finite element analysis of short-circuit electromagnetic force for dry-type transformer. *IEEE Transactions on Magnetics*, 48:819–822, 2012.
- [19] K. Preis, O. Biro, G. Buchgraber, and I. Ticar. Thermal-electromagnetic coupling in the finite-element simulation of power transformers. *IEEE Transactions on Magnetics*, 42:999–1002, 2006.
- [20] Caibo Liao, Jiangjun Ruan, Chao Liu, Wu Wen, and Zhiye du. 3-d coupled electromagnetic-fluid-thermal analysis of oil-immersed triangular wound core transformer. *IEEE Transactions on Magnetics*, 50:1–4, 2014.
- [21] Fabrizio Marignetti, Vincenzo Delli Colli, and Y. Coia. Design of axial flux pm synchronous machines through 3-d coupled electromagnetic thermal and fluid-dynamical finite-element analysis. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 55:3591–3601, 2008.
- [22] S. Bouissou, Francis Piriou, C. Kieny, and G. Tanneau. Numerical simulation of a power transformer using 3d finite element method coupled to circuit equation. *IEEE Transactions on Magnetics*, 30:3224–3227, 1994.
- [23] P. M. Nicolae, D. Constantin, and M. C. Nitu. 2d electromagnetic transient and thermal modeling of a three phase power transformer. In *2013 4th International Youth Conference on Energy (IYCE)*, pages 1–5, 2013.
- [24] João Mamede Filho. *Manual De Equipamentos Elétricos*. LTC, 2019.
- [25] Stephen J. Chapman. *Electric Machinery Fundamentals*. McGraw-Hill, 5 edition, 2012.
- [26] Arthur E. Fitzgerald, Charles Kingsley, and Stephen D. Umans. *Electric Machinery*. McGraw-Hill, 7 edition, 2013.
- [27] W.J. McNutt. Insulation thermal life considerations for transformer loading guides. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 7(1):392–401, 1992.
- [28] Bogdan Gorgan, Petru V. Notingher, Jos M. Wetzter, Harry F. A. Verhaart, Peter A. A. F. Wouters, Arjan van Schijndel, and Gabriel Tanasescu. Calculation of the remaining lifetime of power transformers paper insulation. In *2012 13th International Conference on Optimization of Electrical and Electronic Equipment (OPTIM)*, pages 293–300, 2012.

- [29] International Electrotechnical Commission, Geneva, Switzerland. *Power transformers - Part 2: Temperature rise for liquid-immersed transformers*, 3.0 edition, 2011.
- [30] International Electrotechnical Commission, Geneva, Switzerland. *Power transformers - Part 11: Dry-type transformers*, 2.0 edition, 2018.
- [31] Institute of Electrical and Electronics Engineers, New York, NY, USA. *IEEE Std C57.12.00-2021: IEEE Standard for General Requirements for Liquid-Immersed Distribution, Power, and Regulating Transformers*, 2021.
- [32] International Electrotechnical Commission, Geneva, Switzerland. *Electrical insulation - Thermal evaluation and designation*, 4.0 edition, 2007.
- [33] Theodore Wildi. *Electrical Machines, Drives and Power Systems*. Pearson, 6 edition, 2006.
- [34] Giorgio Bertotti. General properties of power losses in soft ferromagnetic materials. *IEEE Transactions on Magnetics*, 24(1):621–630, 1988.
- [35] Antônio Flavio Licario Nogueira, André Afonso Piazza, and Leonardo José Amador Salas Maldonado. Cálculo de perdas magnéticas em núcleos de transformadores. In *Anais do XXXV Congresso Nacional de Matemática Aplicada e Computacional (CNMAC)*, Natal, RN, Brasil, 2014.
- [36] Ricardo de Araujo Elias. *Comportamento das perdas por histerese em dispositivos eletromagnéticos sob regime de alimentação PWM*. PhD thesis, Universidade Federal de Santa Catarina, 2023.
- [37] R. M. Bozorth. *Ferromagnetism*. IEEE Press, 1993.
- [38] Frank P. Incropera, David P. DeWitt, Theodore L. Bergman, and Adrienne S. Lavine. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. Wiley, 7 edition, 2011.
- [39] Yunus A. Çengel and Afshin J. Ghajar. *Heat and Mass Transfer: Fundamentals & Applications*. McGraw-Hill, 5 edition, 2015.
- [40] S. V. Kulkarni and S. A. Khaparde. *Transformer Engineering: Design and Practice*. CRC Press, 2004.
- [41] A. Van den Bossche and V. C. Valchev. *Inductors and Transformers for Power Electronics*. CRC Press, 2005.
- [42] Ansys Inc. *Maxwell Help*. Ansys Inc., 2025.

- [43] Ansys Inc. *Icepak Help*. Ansys Inc., 2025.
- [44] International Electrotechnical Commission, Geneva, Switzerland. *Power transformers - Part 1: General*, 3.0 edition, 2011.
- [45] O. C. Zienkiewicz, R. L. Taylor, and J. Z. Zhu. *The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals*. Butterworth-Heinemann, 6 edition, 2005.
- [46] Klaus-Jürgen Bathe. *Finite Element Procedures*. Prentice Hall, 1996.
- [47] J. M. Jin. *The Finite Element Method in Electromagnetics*. Wiley-IEEE Press, 3 edition, 2015.
- [48] Robert D. Cook, David S. Malkus, Michael E. Plesha, and Robert J. Witt. *Concepts and Applications of Finite Element Analysis*. Wiley, 4 edition, 2002.
- [49] Joel H. Ferziger and Milovan Peric. *Computational Methods for Fluid Dynamics*. Springer, 3 edition, 2002.
- [50] I. Boldea and Lucian Tutelea. *Electric machines : transients, control principles, finite element analysis and optimal design with MATLAB*. CRC Press, Boca Raton, FL, second edition. edition, 2021.
- [51] M.N.O. Sadiku. *Numerical Techniques in Electromagnetics, Second Edition*. Taylor & Francis, 2000.
- [52] Inc. ANSYS. *ANSYS Getting Started with Icepak*, 2024.
- [53] Ansys. *Ansys Electronics Desktop User's Guide*. Ansys, Inc., 2023.
- [54] P. P. Silvester and R. L. Ferrari. *Finite Elements for Electrical Engineers*. Cambridge University Press, 2 edition, 1990.
- [55] D. J. Griffiths. *Introduction to Electrodynamics*. Prentice Hall, 3 edition, 1999.
- [56] M. N. O. Sadiku. *Elements of Electromagnetics*. Oxford University Press, 6 edition, 2014.
- [57] Inc. ANSYS. *Ansys Maxwell Getting Started - Module 03: Transient Solvers*, 2020.
- [58] D. M. Ionel, M. Popescu, M. I. McGilp, T. J. E. Miller, S. J. Dellinger, and R. J. Heideman. Computation of core losses in electrical machines using improved models for laminated steel. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 43(6):1554–1564, 2006.
- [59] D. R. Lide. *CRC Handbook of Chemistry and Physics*. CRC Press, 86 edition, 2005.

- [60] W. A. Fiveland. Three-dimensional radiative heat-transfer solutions by the discrete-ordinates method. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, 2(4):309–316, 1988.
- [61] Ansys Inc. *Ansys Electronics Desktop: Electrothermal Coupling Guide, Release 2025*. Ansys Inc., 2025.
- [62] M.S Christopher Mullen. A review of finite element analysis with respect to experimental results. *LACCEI 2018 Proceedings*, 2018.
- [63] P. L. Dowell. Effects of eddy currents in transformer windings. *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, 113(8):1387–1394, 1966.
- [64] Michael Grieves. *Digital Twin: Manufacturing Excellence through Virtual Factory Replication*. White Paper, 2014.
- [65] Fei Tao, Meng Zhang, and A. Y. C. Nee. *Digital Twin Driven Smart Manufacturing*. Academic Press, 2018.
- [66] K. Sivalingam, M. Sepulveda, M. Spring, and P. Davies. A review and methodology development for remaining useful life prediction of offshore fixed and floating wind turbine power converter with digital twin technology perspective. In *Proceedings of 2nd International Conference on Green Energy Applications (ICGEA)*, pages 197–204, 2018.
- [67] S. S. Johansen. On developing a digital twin for fault detection in drivetrains of offshore wind turbines. Msc thesis, Norwegian University of Science and Technology, June 2018.
- [68] J. Pyrhönen, Tapani Jokinen, and V. Hrabovcová. *Design of Rotating Electrical Machines*. John Wiley & Sons, 01 2008.

Apêndice A

Características de modelagem

A.1 Modelo 3D do transformador

As características geométricas do equipamento em estudos são representadas na Tabela A.1 e na Figura A.1. A Figura A.2 apresentam as características elétricas fornecidas pelos dados de placa.

Tabela A.1: Dimensões geométricas do transformador trifásico estudado.

Componente	Dimensão	Símbolo	Valor [mm]
Núcleo	Comprimento total	L_n	200,00
	Altura total	H_n	202,00
	Espessura do empilhamento	e_p	56,87
	Largura da coluna central	l_c	39,74
	Largura das colunas laterais	l_{cl}	39,74
	Largura do joelho	l_j	56,87
	Altura do joelho	h_j	30,00
	Altura da janela	h_w	142,00
Enrolamentos	Altura total da bobina	h_b	140,00
	Raio externo da bobina	r_i	90,8
	Espessura radial total	D_{total}	17,02
Condutores	Diâmetro do fio — primário	d_1	1,12
	Diâmetro do fio — secundário	d_2	2,35
Janela	Largura da janela	l_w	40,39
	Altura da janela	h_w	142,00
	Área da janela	A_w	5735,38

Nota: Dimensões em milímetros, exceto A_w e A_c em mm².

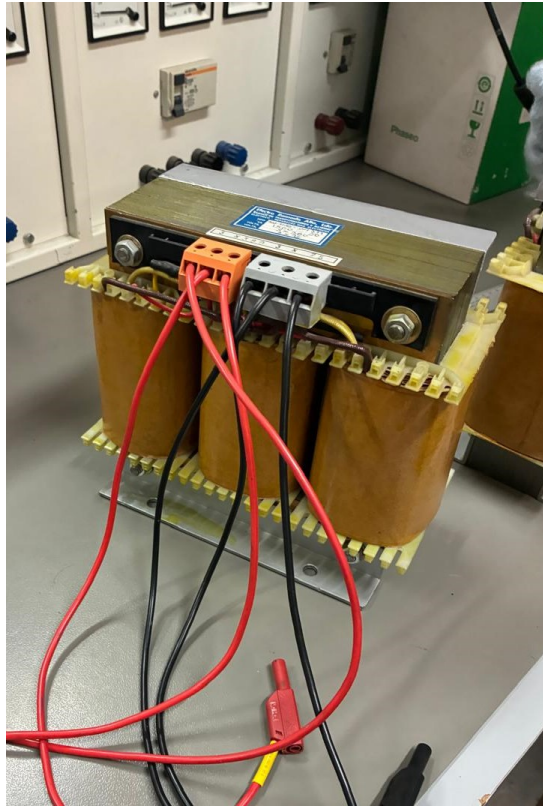


Figura A.1: Transformador trifásico de 1500VA, 380/75V a 50Hz



Figura A.2: Placa de dados disponibilizada pela fabricante do equipamento

A.2 Enrolamentos

A Tabela A.2 consolida os dados geométricos e elétricos utilizados no cálculo.

Tabela A.2: Dados geométricos e elétricos para o cálculo do número de espiras.

Grandeza	Símbolo	Valor	Unidade
Tensão primária (linha)	V_1	380	V
Tensão secundária (linha)	V_2	75	V
Frequência	f	50	Hz
Resistência primária (por fase)	R_1	1,948	Ω
Resistência secundária (por fase)	R_2	0,104	Ω
Diâmetro do fio primário	d_1	1,12	mm
Diâmetro do fio secundário	d_2	2,35	mm
Altura da bobina	h_b	142	mm
Comprimento total do núcleo	L_n	200	mm
Espessura de empilhamento	e_p	56,87	mm
Espessura radial total (bobinas)	D_{total}	17,015	mm
Resistividade do cobre a 20°C	ρ_{20}	$1,724 \times 10^{-8}$	$\Omega \cdot \text{m}$

A relação de transformação nominal, obtida diretamente pela razão das tensões de fase, constitui a referência para validação do resultado:

$$a = \frac{N_1}{N_2} = \frac{V_{1,\text{fase}}}{V_{2,\text{fase}}} = \frac{380/\sqrt{3}}{75/\sqrt{3}} = \frac{380}{75} \approx 5,067 \quad (\text{A.1})$$

Estimativa do Raio Interno e Número de Camadas: O raio interno da bobina é determinado pela largura da coluna do núcleo. Para um núcleo de seção aproximadamente quadrada com espessura de empilhamento $e_p = 56,87\text{mm}$, adota-se:

$$r_i \approx \frac{e_p}{2} = \frac{56,87}{2} \approx 28,43\text{mm} \quad (\text{A.2})$$

O número máximo de espiras por camada é limitado pela altura útil da bobina:

$$n_{e1} = \left\lfloor \frac{h_b}{d_1} \right\rfloor = \left\lfloor \frac{142}{1,12} \right\rfloor = 126 \text{ espiras/camada (primário)} \quad (\text{A.3})$$

$$n_{e2} = \left\lfloor \frac{h_b}{d_2} \right\rfloor = \left\lfloor \frac{142}{2,35} \right\rfloor = 60 \text{ espiras/camada (secundário)} \quad (\text{A.4})$$

Sendo n_{c1} o número máximo de espiras para o primário e n_{c2} o número máximo de espiras para o secundário.

Para um condutor de seção circular, a resistência elétrica é dada por:

$$R = \rho \frac{l}{S}, \quad (\text{A.5})$$

em que R é a resistência elétrica, ρ é a resistividade do material, l é o comprimento total do condutor e S é a área da seção transversal.

Considerando cobre a 20°C, adota-se:

$$\rho_{20^\circ\text{C}} \approx 1,724 \times 10^{-8} \, \Omega \cdot \text{m}. \quad (\text{A.6})$$

A área da seção transversal do condutor circular é calculada por:

$$S = \frac{\pi d^2}{4}, \quad (\text{A.7})$$

onde d é o diâmetro do fio.

Estimativa do comprimento do fio: Para o enrolamento primário, foram considerados:

- resistência medida: $R_1 = 1,948 \, \Omega$;
- diâmetro do condutor: $d_1 = 1,12 \, \text{mm}$.

Assim, a seção do fio é:

$$S_1 = \frac{\pi(1,12 \times 10^{-3})^2}{4} \approx 9,85 \times 10^{-7} \, \text{m}^2. \quad (\text{A.8})$$

O comprimento total do fio no primário é então estimado por:

$$l_1 = \frac{R_1 S_1}{\rho_{20^\circ\text{C}}} = \frac{1,948 \cdot 9,85 \times 10^{-7}}{1,724 \times 10^{-8}} \approx 111,3 \, \text{m}. \quad (\text{A.9})$$

Para o enrolamento secundário, foram considerados:

- resistência medida: $R_2 = 0,104 \, \Omega$;

- diâmetro do condutor: $d_2 = 2,35$ mm.

A seção transversal do secundário é:

$$S_2 = \frac{\pi(2,35 \times 10^{-3})^2}{4} \approx 4,34 \times 10^{-6} \text{ m}^2. \quad (\text{A.10})$$

Logo, o comprimento total do fio no secundário é dado por:

$$l_2 = \frac{R_2 S_2}{\rho_{20^\circ\text{C}}} = \frac{0,104 \cdot 4,34 \times 10^{-6}}{1,724 \times 10^{-8}} \approx 26,2 \text{ m}. \quad (\text{A.11})$$

Estimativa inicial do número de espiras: Sendo assim, fazendo uma estimativa do número de espiras, assumisse um diâmetro médio aproximado de espira de 90,9 mm, o número de espiras pode ser estimado por:

$$N \approx \frac{l}{\pi d_m}, \quad (\text{A.12})$$

em que d_m é o diâmetro médio da bobina.

Assim, para uma estimativa inicial, obtêm-se:

$$N_1 \approx \frac{111,3}{\pi \cdot 0,0909} \approx 390, \quad (\text{A.13})$$

$$N_2 \approx \frac{26,2}{\pi \cdot 0,0909} \approx 92. \quad (\text{A.14})$$

No entanto, esses valores não reproduzem exatamente a relação de transformação nominal do transformador, dada por:

$$a = \frac{N_1}{N_2} \approx 5,0667. \quad (\text{A.15})$$

Substituindo os valores estimados:

$$\frac{390}{92} \approx 4,24, \quad (\text{A.16})$$

o que indica a necessidade de ajuste dos valores de espiras para melhor coerência

com a relação de transformação real.

Ajuste pela relação de transformação: A partir da relação nominal do transformador, pode-se impor:

$$N_1 = a N_2, \quad (\text{A.17})$$

com $a = 5,0667$.

Dessa forma, se o secundário for mantido próximo de 92 espiras, o primário correspondente será:

$$N_1 = 5,0667 \times 92 \approx 466. \quad (\text{A.18})$$

Alternativamente, se o primário for mantido próximo de 390 espiras, o secundário deve ser ajustado para:

$$N_2 = \frac{390}{5,0667} \approx 77. \quad (\text{A.19})$$

Entre as alternativas analisadas, o par:

$$N_1 = 466 \quad \text{e} \quad N_2 = 92 \quad (\text{A.20})$$

mostra-se mais coerente com a relação de transformação nominal do equipamento, apresentando:

$$\frac{466}{92} \approx 5,065, \quad (\text{A.21})$$

valor muito próximo da relação esperada.

A estimativa do número de espiras por meio da resistência dos enrolamentos fornece uma primeira aproximação do comprimento total do fio, enquanto a relação de transformação impõe uma restrição eletromagnética adicional ao projeto. Dessa forma, a definição final do número de espiras deve satisfazer simultaneamente as condições elétricas, geométricas e funcionais do transformador.

Apêndice B

Dados de materiais

B.1 Enrolamentos

A Tabela B.1, apresenta as propriedades físicas gerais dos materiais configurados nos enrolamentos.

Tabela B.1: Propriedades gerais dos materiais de cobre utilizados no modelo.

Propriedade	Símbolo	copper_HV	copper_LV	Unidade
Condutividade elétrica efetiva	σ_{eff}	$47,5552 \times 10^6$	$31,0950 \times 10^6$	S/m
Permeabilidade relativa	μ_r	0,999991	0,999991	—
Densidade	ρ	8933	8933	kg/m ³
Módulo de Young	—	120,0	120,0	GPa
Coefficiente de Poisson	—	0,380	0,380	—

Nota-se que a condutividade apresentada na tabela anterior é diferente do valor intrínseco do material, isso porque o modelo apresentou a necessidade de calibração do material, sendo o mesmo realizado pelo fator de preenchimento, que foi calibrado via simulações no próprio Ansys, nas quais foram realizadas injetando uma corrente contínua de um Ampère em cada enrolamento, utilizando a configuração do material com a condutividade elétrica padrão do cobre (58.000.000,00 S/m), aplicando uma relação de proporcionalidade inversa entre a perda de potência e a condutividade elétrica, conforme expresso na Equação B.1:

$$\sigma_{eff} = \sigma_{Cu} \cdot \left(\frac{P_{simulada}}{P_{esperada}} \right) \quad (B.1)$$

Onde:

- σ_{eff} é a condutividade elétrica corrigida inserida no material do ANSYS Maxwell;
- $\sigma_{\text{Cobre nominal}}$ é a condutividade elétrica inicial do cobre ($5,8 \times 10^7$ S/m);
- P_{simulada} é a perda ôhmica obtida na primeira simulação (1,5972 W);
- P_{esperada} é a perda ôhmica de referência teórica (1,948 W).

Como resultado da aplicação da Equação B.1, a condutividade elétrica efetiva para o modelo copper_HV que representa o enrolamento primário com condutividade elétrica efetiva reduzida pelo fator de preenchimento $FF_1 = 0,8199$, obtendo $\sigma_{\text{eff}_{HV}} = 47,5552e^6$ S/m.), enquanto o copper_LV representa o secundário com condutividade efetiva reduzida pelo fator de preenchimento $FF_2 = 0,5361$, obtendo $\sigma_{\text{eff}_{LV}} = 31,0950e^6$ S/m.

A Tabela B.2 resume as variáveis extraídas e o fator de ajuste calculado para o refinamento do modelo.

Tabela B.2: Parâmetros de calibração magneto-térmica do enrolamento.

Parâmetro	Símbolo	Primário	Secundário	Unidade
Corrente de Ensaio	I_E	1,000	1,000	A
Perda Simulada Inicial	(P_{simulada})	1,5972	$55,757 \times 10^{-3}$	W
Perda Teórica Esperada	(P_{esperada})	1,9480	0,104	W
Fator de Preenchimento	FF	0,8200	0,5361	—
Condutividade Efetiva	(σ_{eff})	$47,5552 \times 10^6$	$31,0950 \times 10^6$	S/m

B.2 Núcleo Ferromagnético

Material M43_26G: O termo *M43_26G* designa um aço silício de grão não orientado (NGO) amplamente utilizado em núcleos de máquinas elétricas, cuja nomenclatura segue a padronização norte-americana (ASTM). O prefixo M43 indica a classe de perdas magnéticas do material, situando-o na categoria de qualidade puramente comercial. Por sua vez, o sufixo 26G refere-se ao calibre da chapa (*American Wire Gauge* - AWG), o qual estipula uma espessura nominal padrão de 0,0200 polegadas (ou aproximadamente 0,508 mm).

Curva de Magnetização $B(H)$: A relação não linear entre a indução magnética B e a intensidade de campo H é descrita pela curva de magnetização (*BH curve*), fornecida ao AEDT como conjunto de pontos tabelados. O Maxwell 3D interpola linearmente entre os pontos durante a solução, garantindo a representação da saturação magnética do aço.

A figura B.1 apresenta a curva $B(H)$ do material M43_26G utilizado na simulação.

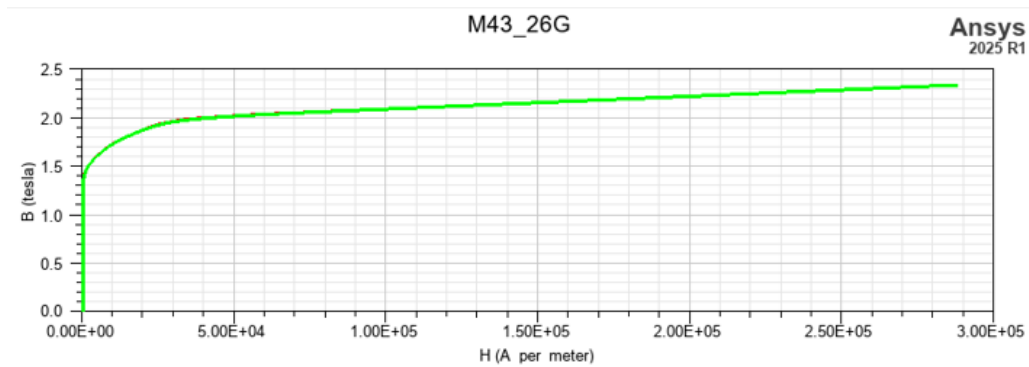


Figura B.1: Curva BH do material *M43_26G*

Fonte: Autor, adaptado Ansys Eletronics Maxwell.

Coefficientes de Perdas de Steinmetz: As perdas no núcleo são calculadas pelo modelo de Steinmetz modificado (Bertotti), que decompõe as perdas em três componentes. Os coeficientes são apresentados na B.3.

Tabela B.3: Coeficientes do modelo de Steinmetz para o aço silício do modelo.

Material	K_h [W·s/m ³]	K_c [W·s ² /m ³]	K_e [W·s ^{1,5} /m ³]
M43_26G	222,8	0,908	2,5

B.3 Material do fluido - Ar

A Tabela B.4 apresenta os dados referentes ao fluido utilizado nas análises térmicas no Icepak.

Tabela B.4: Propriedades físicas do ar utilizadas no modelo Icepak.

Propriedade	Símbolo	Valor	Unidade
Permitividade relativa	ε_r	1,0006	—
Permeabilidade relativa	μ_r	1,000000	—
Condutividade térmica	k_f	0,0261	W/(m·K)
Densidade (ref.)	ρ_0	1,1614	kg/m ³
Calor específico	c_p	1005	J/(kg·K)
Coef. expansão volumétrica	β	$3,33 \times 10^{-3}$	K ⁻¹
Difusividade térmica	α_t	$2,88 \times 10^{-5}$	m ² /s
Viscosidade dinâmica	μ	$1,84 \times 10^{-5}$	Pa·s
Massa molecular	M	0,028966	kg/mol
Índice de refração	n	1,000293	—

B.4 Propriedades térmicas dos materiais

A Tabela B.5 apresenta um resumo das propriedades térmicas.

Tabela B.5: Propriedades térmicas dos materiais.

Propriedade	Unidade	M43_26G	copper_HV	copper_LV
Condutividade térmica* k	W/(m·K)	(31, 0,6, 31)	(3,92, 3,92, 3,92)	(4,49, 4,49, 4,49)
Densidade ρ	kg/m ³	7700	8933	8933
Calor específico c_p	J/(kg·K)	481	385	385
Coef. expansão térmica β	K ⁻¹	$1,26 \times 10^{-5}$	$1,77 \times 10^{-5}$	$1,77 \times 10^{-5}$

Nota(*): Os coeficientes de condutividade térmica foram modelados como anisotrópicos.

A condutividade térmica dos enrolamentos está modelada com o valor efetivo do conjunto fio e isolamento, não só do cobre puro, visando a representação efetiva do enrolamento como meio poroso, onde as condutividades térmicas dos enrolamentos foram obtidas através do modelo desenvolvido em [68], conforme apresentado na Figura B.2, que mostra a estrutura e os parâmetros do enrolamento.

A condutividade média para esse tipo de enrolamento é dada por

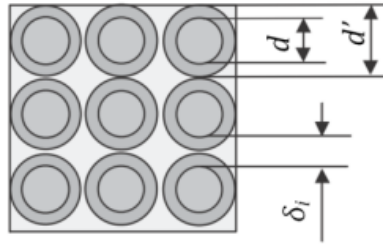


Figura B.2: Estrutura do enrolamento.

Fonte: Adaptado de Projeto de máquinas elétricas rotativas, Juha J (2008).

$$k_{av} = k_i \left(\frac{d}{\delta_i} + \frac{\delta_i}{d'} \right) \quad (\text{B.2})$$

onde k_i é a condutividade térmica do material isolante e os demais parâmetros são apresentados na Figura B.2.

A Tabela B.6 mostra os valores dos parâmetros usados para obter a condutividade térmica para cada enrolamento, a condutividade térmica do isolamento corresponde a um verniz de tratamento tipicamente usado em máquinas elétricas [68].

Tabela B.6: Parâmetros de condutividade térmica do enrolamento.

Enrolamento	k_i (W/m/°C)	d' (mm)	d (mm)	δ_i (mm)	k_{av} (W/m/°C)
alta tensão	0,26	1,12	1,05	0,07	3,92
baixa tensão	0,26	2,35	2,276	0,074	4,49

Apêndice C

Memória de Cálculo dos Ensaio Experimentais

C.1 Ensaio a Vazio

As potências aparente, ativa e reativa no ensaio a vazio são dadas por:

$$S_0 = V_0 I_0, \quad (\text{C.1})$$

$$P_0 = V_0 I_0 \cos(\varphi_0), \quad (\text{C.2})$$

$$Q_0 = V_0 I_0 \sin(\varphi_0), \quad (\text{C.3})$$

em que V_0 é a tensão aplicada, I_0 é a corrente de excitação e φ_0 é o ângulo de defasagem entre tensão e corrente. Os valores medidos estão na Tabela 5.1.

A corrente de perdas no ferro e a corrente de magnetização foram estimadas por:

$$I_c = \frac{P_0}{3V_{FN}}, \quad (\text{C.4})$$

$$I_m = I_0 \sin(\varphi_0) \quad (\text{C.5})$$

substituindo os valores medidos:

$$I_c = \frac{22,28}{3 * 219,5} = 0,03383 \text{ A}, \quad (\text{C.6})$$

$$I_m = 0,07 \cdot \text{sen}(54,12633) \approx 0,0567 \text{ A}. \quad (\text{C.7})$$

Com isso, os parâmetros da ramificação de magnetização foram obtidos por:

$$R_c = \frac{V_{FF}^2}{P_0}, \quad (\text{C.8})$$

$$X_m = \frac{V_{FF}^2}{Q_0}. \quad (\text{C.9})$$

obtendo assim:

$$R_c = \frac{380^2}{22,28} \approx 6481,14 \text{ } \Omega, \quad (\text{C.10})$$

$$X_m = \frac{380^2}{29,76} \approx 4852,1505 \text{ } \Omega. \quad (\text{C.11})$$

C.2 Ensaio de Curto Circuito

As grandezas medidas no ensaio de curto-circuito são:

$$S_{cc} = V_{cc} I_{cc}, \quad (\text{C.12})$$

$$P_{cc} = V_{cc} I_{cc} \cos(\varphi_{cc}), \quad (\text{C.13})$$

$$Q_{cc} = V_{cc} I_{cc} \sin(\varphi_{cc}). \quad (\text{C.14})$$

Os valores medidos estão na Tabela 5.2.

A impedância equivalente por fase foi estimada por:

$$|Z_{eq}| = \frac{V_{cc}}{I_{cc}}, \quad (C.15)$$

resultando em:

$$|Z_{eq}| = \frac{10,9}{2,3} \approx 4,739 \, \Omega. \quad (C.16)$$

A resistência equivalente por fase foi calculada por:

$$R_{eq} = \frac{P_{cc}}{3I_{cc}^2}, \quad (C.17)$$

o que fornece:

$$R_{eq} = \frac{70,78}{3 \cdot (2,3)^2} \approx 4,460 \, \Omega. \quad (C.18)$$

A reatância equivalente é dada por:

$$X_{eq} = \sqrt{|Z_{eq}|^2 - R_{eq}^2}, \quad (C.19)$$

resultando em:

$$X_{eq} \approx 1,60 \, \Omega. \quad (C.20)$$

Para a separação dos parâmetros do circuito equivalente, foi utilizada a referência ao ensaio em corrente contínua para estimar as resistências dos enrolamentos. A resistência do primário e do secundário, referidas por fase, foram obtidas a partir das medições ôhmicas realizadas nos terminais dos enrolamentos, permitindo a decomposição de R_{eq} em suas parcelas individuais [25, 26]. Os resultados obtidos nas medições da resistência dos enrolamentos primários foi aproximadamente 1,948 Ω por fase e para o enrolamento secundário foi aproximadamente 0,104 Ω .